

# Virtuelle Lebensdaueranalyse von Leichtbau-Strukturen unter Berücksichtigung des Steifigkeitsverhaltens im Betrieb

**Fatigue life computation of lightweight-structures with regard to cyclic stiffness degradation**

Zur Erlangung des akademischen Grades Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation von Peter Rösch, M.Sc. aus Gengenbach

Tag der Einreichung: 18. Juni 2019, Tag der Prüfung: 24. September 2019

Darmstadt 2019 — D 17

Berichtersteller: Prof. Dr.-Ing. Tobias Melz

Mitberichtersteller: Prof. Dr.-Ing. Matthias Oechsner



TECHNISCHE  
UNIVERSITÄT  
DARMSTADT



in Kooperation mit:



Rolls-Royce  
Motor Cars Limited

Virtuelle Lebensdaueranalyse von Leichtbau-Strukturen unter Berücksichtigung des Steifigkeitsverhaltens im Betrieb  
Fatigue life computation of lightweight-structures with regard to cyclic stiffness degradation

Eingereichte Dissertation von Peter Rösch, M.Sc. aus Gengenbach

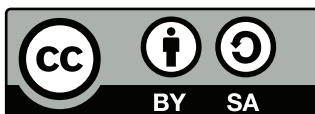
Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Tobias Melz  
Mitberichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Matthias Oechsner

Tag der Einreichung: 18. Juni 2019  
Tag der Prüfung: 24. September 2019

Darmstadt 2019 — D 17

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:  
URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-94745  
URL: <https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/id/eprint/9474>

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints,  
E-Publishing-Service der TU Darmstadt  
<http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de>



Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative Commons Lizenz:  
CC BY-SA 4.0 International: Namensnennung, Weitergabe zu gleichen Bedingungen  
<https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/legalcode.de>



---

# Vorbemerkung und Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Doktorand im ProMotion Programm der BMW Group in den Gruppen Lasten, Simulation und später Fahrzeugsimulation Betriebsfestigkeit in Zusammenarbeit mit dem Fachgebiet Systemzuverlässigkeit, Adaptronik und Maschinenakustik SAM an der TU Darmstadt.

Diese Arbeit wäre ohne die Unterstützung meines Doktorvaters und zahlreicher Kollegen bei BMW nicht möglich gewesen. Insbesondere möchte ich mich bei meinem Doktorvater Prof. Tobias Melz für die Übernahme des Hauptreferats bedanken. Prof. Matthias Oechsner sei sehr für die Übernahme des Ko-Referats gedankt, ebenso wie Prof. Thilo Bein für die Unterstützung während des Promotionsvorhabens.

Seitens BMW gilt mein Dank insbesondere Dr. Thomas Bruder für die Betreuung der Dissertation sowie der zahlreichen Rücksprachen, Anregungen und intensiven Diskussionen. Dr. Halvar Schmidt und Dr. Florian Bachmann seien sehr für ihre fachlichen Anregungen und moralische Unterstützung gedankt. Ebenso gilt mein Dank meinen direkten Vorgesetzten Dr. Martin Brune und Florian Achatz für ihre Unterstützung. Ein herzliches Danke auch an meine Studienkollegen Stephan Czwick und Lucas Spiegel für ihre Anregungen zur Arbeit.

Abschließend gilt mein Dank meiner Familie und Freundin für ihren stetigen Rückhalt während der Erstellung dieser Arbeit.



---

# Kurzfassung

Im Fahrzeugentwicklungsprozess beeinflussen Festigkeits- und Steifigkeitsanforderungen maßgeblich die Dimensionierung von Bauteilen und Strukturen. Um die Gewichtsziele eines Fahrzeugs zu erreichen, ist ein konsequenter Leichtbau unter Verwendung von unterschiedlichen, teils innovativen Werkstoffen (beispielsweise kohlefaserverstärkter Kunststoff) und Fügeverbindungen unerlässlich. Sowohl in aktuellen Fahrzeuggenerationen als auch in zukünftigen Multimaterialkonzepten werden die Verbindungstechnologien Widerstandsschweißen und Kleben eingesetzt [1]. Im Fahrzeugbetrieb kann, insbesondere in hochbeanspruchten Bereichen, die Schädigung des Materials bzw. der Verbindung eine Steifigkeitsänderung hervorrufen. Diese wird von Faktoren wie z.B. dem Ausnutzungsgrad, der Beanspruchungsart oder -häufigkeit beeinflusst. Die resultierende Änderung der lokalen Steifigkeit kann zu einer Umlagerung des Lastpfads in der betrachteten Struktur führen. Eine pauschale Aussage über den Einfluss auf die Betriebsfestigkeit kann nicht gegeben werden. Die in der klassischen Betriebsfestigkeitsanalyse verwendete, quasi-statische Superposition von Einheitslastfällen und zugehörigen Zeitfolgen, ist durch die Änderung des lokalen Beanspruchungszustandes nur noch eingeschränkt anwendbar. Der Einfluss des Einzeleffektes Degradation auf größere Strukturen, Zusammenbauten oder eine Gesamtfahrzeugkarosserie ist bisher weitestgehend unerforscht.

An Detailproben wurden in der Literatur zahlreiche experimentelle Untersuchungen zum Steifigkeitsverhalten von Verbindungselementen und CFK-Komponenten durchgeführt [2–10]. An Strukturen liegen lediglich einzelne vereinfachte experimentelle Untersuchungen vor [11, 12]. Für CFK-Komponenten stehen Berechnungsmethoden zur Verfügung, welche an Detailproben validiert und in kommerziell erhältliche Software umgesetzt wurden [5, 6]. Zur Berücksichtigung der Änderung des lokalen Steifigkeitsverhaltens wird ein schrittweises Vorgehen vorgeschlagen, welches jeweils ab einem festzulegenden Wert der lokalen Steifigkeitsänderung, eine Anpassung des FE-Modells erfordert. Diese ist über eine Änderung von Materialparametern, Geometrie oder der Anwendung von Steifigkeitsreduktionsfaktoren möglich. Zur Beschreibung der Degradation wird ein verallgemeinertes Verhalten je Verbindungstechnik abgeleitet. Dieses verallgemeinerte Verhalten beschreibt die erforderliche Steifigkeitsreduktion als Funktion des Schädigungszustandes und wird für die relevanten Randbedingungen, wie z.B. der Beanspruchungsart, parametrisiert. Die relevanten Parameter zur Beschreibung des Steifigkeitsverhaltens werden, basierend auf einer Vielzahl an experimentellen Untersuchungen auf Probenebene, analysiert und bzgl. ihres Beitrages zur Steifigkeitsänderung bewertet. Zudem werden experimentelle Untersuchungen an bauteilähnlichen Strukturen und Subsystemen bzw. Teilkarossern durchgeführt. Dabei werden unterschiedlichste Messmethoden verwendet, um das Steifigkeitsverhalten, den lokalen Beanspruchungszustand und mögliche Lastpfadumlagerungen zu erfassen.

Die Berücksichtigung von Steifigkeitsänderungen der benannten Verbindungstechniken in der virtuellen Lebensdaueranalyse war bislang allenfalls rudimentär möglich. Insbesondere für Kleb- und Punktschweißverbindungen werden neuartige Bewertungsansätze zur Bewertung der Reststeifigkeit entwickelt und angewendet. Das neu entwickelte Verfahren bietet zum ersten Mal die Möglichkeit einer gesamthaften Simulation von Steifigkeitsänderungen in Leichtbau-Strukturen. Die Bewertung und der Vergleich von Experiment und Numerik ermöglicht eine Überprüfung der entwickelten Methodik auf einem bisher kaum erforschten Feld der Betriebsfestigkeit.



---

# Abstract

Strength and stiffness requirements highly influence the design of components and structures in the vehicle development process. To achieve the increasing weight-reduction goals of a vehicle a lightweight design is inevitable. Therefore different and (partly) innovative joining techniques and materials are necessary. Resistance spot welding and structural adhesives are one of the main joining techniques used in the vehicle assembly process not only in current but also in future vehicle's body in white [1]. Under cyclic loading in combination with high local stress levels a change in the local stiffness of connection points, adhesive lines or carbon fiber reinforced plastics can be observed. The height of the stiffness degradation is determined by multiple factors such as the load level, local stress states or additional thermal loading. As a result of the local stiffness degradation a change of the structure's load path can occur. In that case the superposition of unit load cases with their corresponding load time series is not applicable any longer. The consequences for the structural durability cannot be predetermined and have not been investigated for larger structures e.g. a complete vehicle's body in white.

Using detail specimens and simplified structures numerous experimental results describing the stiffness degradation of carbon fiber reinforced plastics or connecting elements have been obtained [2–12]. For carbon fiber reinforced plastics a computation methodology is available which simulates the stiffness degradation of smaller specimens [5, 6]. In order to simulate the stiffness degradation, a stepwise computation is proposed, which changes the stiffness-tensor of the finite element simulation after a certain degradation threshold is reached. Based on experimental results a generalized behavior is derived, which links the local stiffness degradation to a damage value (e.g. accumulated damage). The proposed approach is derived for each joining technique depending on several experimentally obtained material parameters, loading conditions and additional factors. A verification is conducted using not only component-like specimens but also complete vehicle tests. Different measuring techniques are applied in order to evaluate the local stiffness degradation, changes in the load path and its effects on larger structures.

A structural durability simulation with regard to stiffness changes of the mentioned joining techniques was only available in a very rudimentary form. Therefore a novel computation approach is presented and verified using small and big-scale models and tests. The presented approach enables for the first time a degradation simulation and the assessment of the degradation effect on a complete vehicle's body in white.



---

# Inhaltsverzeichnis

<b>Abkürzungsverzeichnis</b>	<b>IX</b>
<b>Symbolverzeichnis</b>	<b>XI</b>
<b>1. Einleitung und Motivation</b>	<b>1</b>
<b>2. Stand der Wissenschaft und Technik</b>	<b>5</b>
2.1. Grundlagen der Betriebsfestigkeit . . . . .	5
2.1.1. Klassifizierung von Schwingbelastungen . . . . .	5
2.1.2. Einflussgrößen auf die Schwingfestigkeit eines Bauteils . . . . .	6
2.2. Grundlagen der rechnerischen Schwingfestigkeitsanalyse . . . . .	9
2.2.1. Ausgewählte Bemessungskonzepte der Betriebsfestigkeit . . . . .	9
2.2.2. Lineare Schadensakkumulation . . . . .	12
2.2.3. Zählverfahren der Betriebsfestigkeit . . . . .	14
2.3. Grundlagen zu ausgewählten Verbindungstechniken und Werkstoffen, deren Schwingfestigkeitsverhalten und ausgewählter Bewertungskonzepte . . . . .	14
2.3.1. Faser-Kunststoff-Verbund . . . . .	15
2.3.2. Widerstandspunktschweißen . . . . .	19
2.3.3. Strukturklebverbindungen . . . . .	22
2.4. Grundlage der Finite-Elemente-Methode . . . . .	27
2.4.1. Methodik der Finiten-Elemente . . . . .	27
2.4.2. FE-Modellierung ausgewählter Materialien und Verbindungen . . . . .	29
<b>3. Experimentelle Untersuchung des Steifigkeitsverhaltens ausgewählter Proben und Strukturen</b>	<b>33</b>
3.1. Probengeometrien und Versuchsssetup . . . . .	33
3.1.1. Probengeometrie . . . . .	33
3.1.2. Erfassung und Überwachung von lokalen und globalen Zustandsänderungen . . . . .	35
3.2. Faser-Kunststoff-Verbund . . . . .	39
3.3. Konventionelle Verbindungstechniken . . . . .	45
3.3.1. Widerstandspunktschweißen . . . . .	45
3.3.2. Strukturklebverbindungen . . . . .	49
3.3.3. Vergleich des zyklischen Verhaltens weiterer Verbindungsarten . . . . .	53
3.4. Subsysteme aus dem Fahrzeugkontext . . . . .	55
<b>4. Modellentwicklung zur Berücksichtigung von Steifigkeitsdegradation</b>	<b>61</b>
4.1. Grundlegendes Konzept . . . . .	61
4.2. Voruntersuchungen am Beispiel DegraCFK . . . . .	63
4.3. Modellierung und Abgleich des lokalen Werkstoffverhaltens gefügter Strukturen . . . . .	68
4.3.1. DegraRP . . . . .	68
4.3.2. DegraKleb . . . . .	75
<b>5. Rechnerische Lebensdaueranalyse unter Verwendung der DegraX-Ansätze</b>	<b>79</b>
5.1. FE-Modellierung und Plausibilisierung der Resultate . . . . .	79

5.2. Rechnerische Lebensdaueranalyse an kleineren Strukturen . . . . .	82
5.3. Anwendung von DegraX auf bauteilähnliche Proben . . . . .	87
<b>6. Abgleich und Bewertung der entwickelten Methodik DegraRP im Gesamtfahrzeug-</b> <b>kontext</b>	<b>93</b>
6.1. Konzipierung, Durchführung und Vergleich eines Bauteil-Versuchs eines Gesamtfahrzeug- Ausschnittes unter Belastung mit konstanten Amplituden . . . . .	93
6.2. Mehraxiale Anhängprüfung einer Gesamtfahrzeugkarosserie . . . . .	100
<b>7. Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>107</b>
<b>A. Betreute studentische Arbeiten</b>	<b>XXI</b>
<b>B. Verwendete Probengeometrien und Versuchsaufbauten</b>	<b>XXIII</b>
B.1. Probengeometrie . . . . .	XXIII
B.1.1. CFK Proben . . . . .	XXIII
B.1.2. Proben metallbasierter Verbindungsarten . . . . .	XXIV
B.1.3. Geklebte Proben . . . . .	XXV
B.2. Versuchsaufbau und Randbedingungen Degradation Fahrzeugvorderwagen . . . . .	XXV
<b>C. Zusätzliche Resultate der experimentellen Untersuchungen</b>	<b>XXIX</b>
C.1. Zyklisches Verhalten punktgeschweißter Proben . . . . .	XXIX
C.2. Zyklisches Verhalten geklebter Strukturen . . . . .	XXXII
C.3. Zyklisches Verhalten Degradationsuntersuchung Fahrzeugvorderwagen . . . . .	XXXVII
<b>D. Numerische Untersuchungen und Software</b>	<b>XLI</b>
D.1. DegraCFK . . . . .	XLI
D.2. DegraRP . . . . .	XLII
D.3. DegraKleb . . . . .	XLVI
<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>XLVII</b>



---

# Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bedeutung
AL	Aluminium
BMW	Bayerische Motoren Werke
CARLOS	Car Loading Standard
CFK	kohlefaserverstärkter Kunststoff
CO <sub>2</sub>	Kohlenstoffdioxid
CT	Computertomographie
DegraCFK	Methode zur Berücksichtigung der Steifigkeitsänderung von kohlefaserverstärkten Kunststoffen
DegraKleb	Methode zur Berücksichtigung der Steifigkeitsänderungen von geklebten Strukturen
DegraRP	Methode zur Berücksichtigung der Steifigkeitsänderungen von widerstandspunktgeschweißten Strukturen
DegraX	Zusammenfassung der Methoden DegraKleb und RP
DGL	Differentialgleichung
DIC	Digital Image Correlatoin
DMS	Dehnungs-Messstreifen
DVS	Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren
ELF	Einheitslastfall
exp.	experimentell
extrapo.	extrapoliert
EP	Epoxidhartzklebstoff
FE	Finite-Elemente
FEM	Finite-Elemente-Methode
FEMFAT	Finite Element Method Fatigue
FESPOW	Fatigue evaluation for spot welds
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
FP	Flachprobe
GARN	Global Allowed Relative Number
GCS	Global Continue With Input Stiffness Relative
GFSA	Global Finish Stiffness Absolute
gFP	gelochte / gekerbte Flachprobe
GM	Grundmaterial
GUS	Global Undo Stiffness Relative
HEXA	Hexaeder-Elemente
HP	Hutprofilprobe
HS	Hot-Spot
HVB	Hochgeschwindigkeits-Bolzensetzen
IN	innere Elementreihe
KS	Kopfzu-Schälzug
KTL	kathodische Tauchlackierung
KZ	Kopfzug
LBF	Laboratorium für Betriebsfestigkeit
LZR	Last-Zeit-Reihen
LWF	Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik

Abkürzung	Bedeutung
MAP	mehraxiale Anhängenprüfung
MAT	Materialkarte des FE-Modells
MD	multidirektionales Laminat
MNR	Max Number Of Runs
Nastran	NASA structural analysis system
num.	numerisch
OUT	Äußere Elementreihe
QUAD	quadratischer Elementtyp
RBE	Rigid Boundary Element
RLS	Remote-Laser-Schweißen
RMSE	Wurzel der mittleren quadratischen Abweichung
RP	Rohrprobe
RP	Widerstandspunktschweißen
SAM	Institut für Systemszuverlässigkeit, Adaption und Maschinenakus- tik
SAV	Sports-Activity-Vehicle
SAZ	Schälzug
SEZ	Scherzug
SG	Schutzgas-Schweißen
SN-Ansatz	Berechnungsansatz Wöhlerlinie in Verbindung mit Potenzregel
SP	Schweißpunkt
ST	Stahl
TC	Tow Coupling
TSA	Thermoelastische-Spannungsanalyse
TUD	Technische Universität Darmstadt
UD	unidirektionales Laminat
vFP	verjüngte Flachprobe
virt.	virtuell
VP-Ansatz	Berechnungsansatz isotroper VAN PAEPEGEM
WZ	Wärmeeinflusszone
0D	nullter Dimension
1D	Eindimensional
2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional

# Symbolverzeichnis

## Lateinische Großbuchstaben

Symbol	Einheit	Beschreibung
$A$	$\text{mm}^2$	Fläche
$C$	$\text{N/mm}$	Werkstoffabhängiger Parameter
$C_p$	$\text{J/K}$	Wärmekapazität
$D$		Schadenssumme
$E$	$\text{N/mm}^2$	Elastizitätsmodul
$F$	$\text{N}$	Kraft
$\mathbf{F}$	$\text{mm/mm}$	Deformationsmatrix
$G$	$\text{N/mm}^2$	Schubmodul
$G$	$\text{J/m}^2$	Energiefreisetzungsrate
$I_1, I_2, I_{12}$	$\text{mm}^4$	Richtungsabhängiges Flächenträgheitsmoment
$J_1$	$\text{N/mm}^2$	erste Invariante des Spannungstensors
$J_2'$	$\text{N/mm}^2$	quadratische Invariante des Spannungsdeviators
$\mathbf{K}$	$\text{N/mm}$	Steifigkeitstensor eines Systems
$K$	$\text{N}/\sqrt{\text{mm}^3}$	Spannungsinstanzitätsfaktoren
$K_i$	$\text{N/mm}^2$	Werkstoffkonstante bei der Bewertung einer Widerstandspunkt-schweißverbindung nach RUPP
$K_f$		Kerbwirkungszahl
$K_t$		elastische Kerbzahl
$L_S$		Umfang einer Belastungs-Teilfolge (variable Amplitude)
$M$	$\text{N m}$	Moment
$N$		(Versagens-)Schwingspielzahl
$P$		Wahrscheinlichkeit / Prozentualer Anteil
$R$		Spannungsverhältnis
$R_m$	$\text{N/mm}^2$	Zugfestigkeit
$S$	$\text{N/mm}^2$	Nennspannung
$T$	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur
$T$	$\text{N/mm}^2$	Nennschubspannung
$T$		Streuung
$U$	$\text{J}$	freigesetzte Energie
$V$	$\text{mm}^3$	Volumen
$W$	$\text{mm}^3$	Widerstandsmoment
$W_a$	$\text{J}$	virtuelle Arbeit
$X$	$\text{N/mm}^2$	maximal ertragbare Spannung CFK-Laminat
$Y$		Geometriefaktor

## Lateinische Kleinbuchstaben

Symbol	Einheit	Beschreibung
$a$	$\text{mm}$	Risslänge
$a$		spannungsunabhängige Materialparameter

$b$	mm	Probenbreite
$c$	N/mm	Steifigkeit
$c$		Werkstoffabhängige Konstante
$c_1 - c_5$		Werkstoffabhängige Parameter zur Beschreibung des Degradationsverhaltens nach VAN PAEPEGEM
$d$	mm	Durchmesser
$d_{ij}$		Steifigkeitsreduktionsfaktoren in 1-, 2- und Schubrichtung
$e$	mm	Eindrücktiefe einer Widerstandspunktschweißverbindung
$f$	Hz	Prüffrequenz
$f_i^*$	m/s <sup>2</sup>	Volumenkraft
$g$	g/m <sup>2</sup>	Flächengewicht
$h$	mm	Höhe der Wärmeeinflusszone einer Widerstandspunktschweißverbindung
$i$	A	Strom
$k$		Neigung der Wöhlerlinie
$k'$		Neigung der Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt
$k_1, k_2, k_3$		Gewichtungsfaktoren der Beanspruchungsanteile Scher-, Kopf- und Schälzug
$l$	mm	Länge
$m$	N/mm	Werkstoffabhängiger Parameter
$m$		Anzahl der Einzelschichten eines CFK-Laminats
$n$		Schwingungszahl
$r$	N/mm <sup>2</sup>	Restfestigkeit
$s$		Werkstoffkonstante
$s$	mm	Spalt zwischen zwei Blechen einer Widerstandspunktschweißverbindung
$t$	s	Zeit
$t$	mm	Dicke
$\bar{t}_i^{(n)}$	kg m/s <sup>2</sup>	Oberflächenkraft
$u$	mm	Verschiebung

### Griechische Großbuchstaben

Symbol	Einheit	Beschreibung
$\Delta$		Differenz
$\Theta$	°	Faserorientierung einer Einzelschicht
$\Pi_i$	J	innere virtuelle Arbeit
$\Sigma$		Betriebsfestigkeits-Versagensindex

### Griechische Kleinbuchstaben

Symbol	Einheit	Beschreibung
$\alpha$	°	Winkel der Krafteinleitung
$\alpha$		Interaktion aus Normal- und Schubspannung einer Klebschicht
$\gamma$	1/K	Temperaturausdehnungskoeffizient
$\beta$	°	Werkstoffabhängiger Parameter Vergleichsspannung nach DRUCKER-PRAGER
$\beta_1, \beta_2$		Winkel der Krafteinleitung bei der Napfprobe
$\delta$		Werkstoff-/Verbindungsart-abhängiger Exponent

$\varepsilon$	mm/mm	Dehnung
$\eta$		Stützziffer Mikrostützwirkung nach NEUBER
$\nu$		Querkontraktionszahl
$\xi$		Kennzeichnung für einen Gaußpunkt des FE-Modells
$\pi$		Kreiszahl
$\rho$	mm	Kerbradius
$\rho^*$	mm	Ersatzstrukturlänge
$\sigma$	N/mm <sup>2</sup>	Spannung
$\tau$	N/mm <sup>2</sup>	Schubspannung
$\varphi$	°	Umlaufender Winkel, Verdrehung
$\chi$	mm	Deformation
$\omega$	1/s	Kreisfrequenz

## Indizes

Symbol	Beschreibung
<i>a</i>	Amplitude
<i>a</i>	Risslänge
add	addiert
<i>B</i>	Bruch
<i>C</i>	kritisch
<i>c</i>	Druckbelastung
dev	deviatorisch
<i>E</i>	Element
<i>e</i>	(Schweiß-)Elektrode
eff	effektiv
el	elastisch
exp	experimentell
<i>f</i>	Feder-Dämpfer-Dom
<i>f</i>	fiktiv
<i>f<sub>c</sub></i>	Fracture - Riss
hs	Hot-Spot
hyd	hydrostatisch
<i>i</i>	Zählindex
<i>L</i>	Lage
<i>l</i>	Schweißlinse
<i>m</i>	Mittel
<i>K</i>	Abknickpunkt der Wöhlerlinie
<i>k</i>	gekerbte Probe
Kleb	Klebnaht
max	maximal
min	minimal
<i>N</i>	(Versagens-)Schwingspiel
num	numerisch
<i>o</i>	Oberlast
pl	plastisch
plate	zylindrischen Platte eines Starrkörpers
<i>q</i>	Quer
<i>R</i>	Femfat-Spot-Ronde
Re	Streckgrenze

---

<i>r</i>	Riss
rech	rechnerisch
ref	Referenz
res	resultierend
<i>S</i>	survival - Überleben
spot	Schweißpunkt
<i>t</i>	Zugbelastung
UTS	ultimate-tensile-strength, Versagenszugspannung
<i>v</i>	Vergleich
vMises	von Mises
vLD	virtuelle Lebensdauer
<i>w</i>	Wärmeeinflusszone
<i>x</i>	in x-Richtung
<i>y</i>	in y-Richtung
<i>z</i>	in z-Richtung
0	Ausgangswert, ungeschädigt
<i>I, II, III</i>	Versagensmodus
-	Kennzeichnung für Belastungen unter variabler Amplitude
~	äquivalent, effektiv

---

# Abbildungsverzeichnis

1.1. Einsatz der Verbindungstechniken Kleben und Punktschweißen sowie des Materials CFK in einer Oberklasse Limousine . . . . .	1
1.2. Zunahme der punkt- und linienförmigen Verbindungstechniken zweier Generationen einer gehobenen Mittelklasse Limousine der Jahre 2010 und 2018 . . . . .	2
1.3. Steifigkeitsverhalten ausgewählter Proben der Verbindungstechniken Kleben und Punktschweißen sowie eines multidirektionalen Laminats im Betrieb . . . . .	3
2.1. Unterteilung der Schwingfestigkeit nach [17] . . . . .	6
2.2. Darstellung von Wöhler und Gassnerlinie nach [17] . . . . .	7
2.3. Spannungsüberhöhung einer Kerbe inkl. Mikrostützwirkung nach NEUBER [33] . . . . .	8
2.4. Hot-Spot Spannungsauswertung am Nahtübergang in Anlehnung an [38] . . . . .	10
2.5. Die drei grundlegenden Rissbeanspruchungsarten der Bruchmechanik nach [40] . . . . .	11
2.6. Darstellung des Zusammenhangs Rissfortschritt $da/dn$ und Spannungsintensitätsfaktor $\Delta K_I$ nach [40] . . . . .	12
2.7. Detaillierte Darstellung der Wöhlerlinie und Schadensakkumulationshypothesen in Anlehnung an [17] . . . . .	13
2.8. Rainflow-Verfahren - Vorgehen und Anwendung . . . . .	14
2.9. Aufbau und Modellierungsansätze eines multidirektionalen Laminats . . . . .	15
2.10. Unterschiedliche Versagensmodi bei Faser-Kunststoff-Verbunden . . . . .	16
2.11.1-D Konzept der äquivalenten Dehnung nach [63] . . . . .	18
2.12. Fügeprozess und geometrische Größen der Verbindung beim Punktschweißen . . . . .	19
2.13. Rissbeginn und -fortschritt für unterschiedliche Belastungsrichtungen und -höhen, teilweise unter Berücksichtigung der Wärmeeinflusszone (WZ) . . . . .	20
2.14. Koordinatensystem und Schnittkräfte eines idealisierten Schweißpunktmodells . . . . .	21
2.15. Physikalische Kräfte in der Klebverbindung mit bearbeiteten Oberflächen der Bauteile [79] . . . . .	23
2.16. Unterschiedliche Versagensarten von Klebverbindungen nach [78] . . . . .	24
2.17. Versagensortkurven nach Schlimmer, von Mises und Drucker-Prager sowie experimentelle Ergebnisse an EP11 Klebstoff im Vergleich, aus [93] . . . . .	26
2.18. Schritte bei der Anwendung der FEM in Anlehnung an [102] . . . . .	28
2.19. Darstellung üblicher Elementtypen in der FEM und Ansatzfunktionen in Anlehnung an [106] . . . . .	29
2.20. Beispiele für die FEM-Modellierung von Schweißpunkten in Anlehnung an [106, 108] . . . . .	30
2.21. Einfluss der Elementierung auf die Spannungssingularitäten aus Ergebnissen von SCHMIDT [10] . . . . .	31
3.1. Zur Untersuchung des quasi-statischen bzw. zyklischen Verhaltens von Grundmaterial und/oder unterschiedlichen Verbindungstechniken herangezogene Probentypen . . . . .	34
3.2. Prinzipskizze einer idealisierten thermoelastischen Spannungsanalyse in Anlehnung an [123] . . . . .	37
3.3. Aufbau und verwendetes stochastisches Muster bei der Verformungsmessung mittels Bildkorrelation in Anlehnung an [124] . . . . .	37
3.4. Schematischer Aufbau eines applizierten Dehnungsmessstreifens in Anlehnung an [126] . . . . .	38
3.5. Aufbau CT-Untersuchung an einer CFK Flachprobe . . . . .	38

3.6. Quasi-statische Untersuchungen unter Zug- (links) und Druckbelastung (rechts) für ein UD2 Laminat . . . . .	41
3.7. Ausgewählte Wöhlerlinien von UD1-3-Proben sowie des MD-Laminats . . . . .	42
3.8. Risse in der 90°- und 45°-Lage bei Reststeifigkeit $c/c_0 \approx 74\%$ . . . . .	43
3.9. Steifigkeitsverhalten kombiniert mit in-situ Analyse eines multidirektionalen Laminates quer zur Faserrichtung zugschwellend belastet . . . . .	43
3.10. Steifigkeitsverhalten (links) unidirektionales Laminat und Blockbelastung (rechts) . . .	44
3.11. Lokale Dehnungsmessung $\varepsilon_x$ unter Verwendung von digitaler Bildkorrelation eines gelochten multidirektionalen Laminats . . . . .	44
3.12. Einordnung punktgeschweißter Proben nach deren Beanspruchungsart . . . . .	46
3.13. Verschiebungsbild (bei 50-facher Vergrößerung) einer zugbelasteten, punktgeschweißten Scherzugprobe . . . . .	46
3.14. Steifigkeitsverhalten punktgeschweißter Proben unter Scher-, Schäl- und Kopfzugbelastung . . . . .	47
3.15. Anrissfläche und Reststeifigkeit mehrerer Einpunkt-Scherzugproben mit unterschiedlichem Grundwerkstoff [129] . . . . .	48
3.16. Metallographische Auswertung des Anrisses der Rohrprobe RP1 unter Scherzugbelastung bei $1 - c/c_0 = 10\%$ . . . . .	49
3.17. Wöhlerlinie der KSII-Probe mit kalthärtendem Klebstoff unter Lasteinleitungsrichtung 0°, 45° und 90° bei Raumtemperatur . . . . .	50
3.18. Steifigkeitsverhalten Substanzprobe unter zugschwellender und thermischer Belastung BF2816L . . . . .	51
3.19. Steifigkeitsverhalten KSII-Probe BF2816L unter zugschwellender Belastung . . . . .	51
3.20. Steifigkeitsverhalten geklebte gSEZ unterschiedlicher Materialkombinationen . . . . .	53
3.21. Steifigkeitsverhalten und TSA Ergebnisse der Napfprobe . . . . .	54
3.22. Betrachtete Verbindungstechniken und deren Schlibilder . . . . .	54
3.23. Steifigkeitsverhalten ausgewählter weiterer Verbindungstechniken . . . . .	55
3.24. Versuchsaufbau Degradationsuntersuchung Limousine Vorderwagen . . . . .	56
3.25. Bereiche beobachtbarer Schädigung während Versuch 1 . . . . .	57
3.26. Globales Steifigkeitsverhalten des Fahrzeugvorderwagens . . . . .	58
3.27. Ausgewählte DMS-Ergebnisse des Fahrzeugvorderwagenversuchs 1 . . . . .	59
4.1. Prinzipielles Vorgehen der virtuellen Lebensdaueranalyse unter Berücksichtigung von Steifigkeitsänderungen . . . . .	62
4.2. Berechnungsparameter zur Simulation von Steifigkeitsänderungen [137] . . . . .	63
4.3. Ergebnisse der MD-Flachprobe bei Shell- bzw. Solid- Modellierung . . . . .	65
4.4. Konvergenzuntersuchung zur Ableitung der Berechnungsparameter . . . . .	66
4.5. Simulierte vs. experimentelle Lebensdauer uni- und multidirektionales Laminat unter Belastung mit konstanter Amplitude . . . . .	67
4.6. Verschiebung um den Kerbgrund gelochte CFK Probe vs. Simulation . . . . .	68
4.7. Vergleich gemessener und simulierter Dehnungen an einer gelochten Probe . . . . .	69
4.8. Anpassung des FE-Modells mittels Adaption der Spot-Ronde für unterschiedliche Blechdicken $t$ . . . . .	70
4.9. Verformung der KS-Probe unter Kopfzug bei Änderung der Blechdicke der gesamten Ronde . . . . .	71
4.10. Zusammenhang Risstiefe bzw. Anpassung des Balkenelements und Steifigkeitsverlustes der punktgeschweißten Flachprobe in Anlehnung an [10] . . . . .	72
4.11. Anpassung des FE-Modells mittels Adaption des Balkendurchmessers $d$ interpoliert für unterschiedliche Blechdicken $t$ . . . . .	73
4.12. DegraRP Multiaxial - Berechnung . . . . .	74



4.13. Wöhlerlinie KSII-Probe, Lasteinleitung 0°, 45° und 90° inkl. Parametersets aus Degradationsmodell VP-Ansatz . . . . .	76
4.14. Parameteridentifikation DegraKleb - Modell II KSII-Probe . . . . .	77
5.1. FE-Modelle und Abgleich der gemessenen Dehnungen der punktgeschweißten Proben . . . . .	80
5.2. FE-Modell und DMS-Abgleich der gelochten Scherzug- und Napfprobe . . . . .	81
5.3. Plausibilisierung des FE-Modells der KS-II Probe für drei Belastungsrichtungen . . . . .	82
5.4. Vergleich von experimentellen und simulativen Resultaten für die Scher- und Schälzugprobe unter Verwendung der DegraRP-Methodik . . . . .	83
5.5. Untersuchung der Konvergenz und die zugehörige Berechnungsdauer des DegraRP-Ansatzes bei Anwendung auf die Scherzugprobe . . . . .	83
5.6. Resultate der implementierten DegraKleb-Ansätze (Vergleichsspannungsverteilung, Versagensschwingspielzahl und Steifigkeit) bei Anwendung auf die KSII-Probe . . . . .	84
5.7. FE-Modellierung und Vergleichsspannungsverlauf der Klebschicht der KSII-Probe unter Kopfzug . . . . .	85
5.8. Einfluss der zur Degradation herangezogenen Elementanzahl auf Versagensschwingspielzahl und Steifigkeitsdegradation der KSII-Probe . . . . .	86
5.9. Probensteifigkeit und Versagensschwingspielzahl der gelochten Scherzugprobe unter Anwendung des DegraKleb VP-Ansatzes . . . . .	87
5.10. Hutprofil - Schadensbild im Versuch bei Versagen der Probe . . . . .	88
5.11. Hutprofil - Lebensdauerberechnung mittels DegraRP . . . . .	88
5.12. Anwendung des DegraKleb-VP-Ansatzes auf die Napfprobe und der Abgleich zu experimentellen Ergebnissen . . . . .	90
5.13. Anwendung des DegraKleb-VP-Ansatzes auf die Napfprobe und der Abgleich zur Wöhlerlinie . . . . .	91
6.1. Identifizierte Bereiche und Varianten eines möglichen Bauteil-Versuchsaufbaus . . . . .	94
6.2. FE-Modell und Versuchsaufbau des abgeleiteten Bauteilversuchs . . . . .	95
6.3. Messung der globalen Steifigkeit von Bauteilversuch 1 und 2 . . . . .	97
6.4. Rissinitiierung und -fortschritt des Versuch 1, Bereich 2 . . . . .	97
6.5. Abgleich der Hauptdehnungen aus der DMS-Messung von Versuch 1 und 2 sowie dem FE-Modell . . . . .	98
6.6. Vergleich von gemessener zu simulierter Dehnungsänderung bei Bauteil-Versuch 2 . . . . .	99
6.7. Test Setup der multiaxialen Anhängprüfung des SAV . . . . .	101
6.8. DMS Abgleich von Versuch zu Numerik der multiaxialen Anhängprüfung . . . . .	101
6.9. Vergleich von experimenteller zu virtueller Dehnung an DMS4 zu unterschiedlichen Zeitpunkten der MAP . . . . .	102
6.10. Schadensbild der Schweißpunkte in der Nähe von DMS4 . . . . .	103
6.11. Zentrale Resultate der Anwendung der Methode DegraRP-Multiaxial auf eine MAP . . . . .	104
6.12. Auswertung Dehnungsumlagerung virtuell zu experimentell . . . . .	105
B.1. Verallgemeinerte Geometrie CFK Flachprobe . . . . .	XXIII
B.2. Geometrie gelochte MD-Flachprobe - Abmessungen in mm . . . . .	XXIII
B.3. Verallgemeinerte Geometrie geschweißter und HVB-gefügter Proben . . . . .	XXIV
B.4. Abmessung der Substanz- und gelochten-Scherzugprobe . . . . .	XXV
B.5. Versuchsaufbau und Krafteinleitungswinkel Versuch Fahrzeugvorderwagen . . . . .	XXVI
B.6. Verstärkung des Übergang von A-Säule zu Einspannung bei Versuch 2 . . . . .	XXVI
B.7. Verstärkung der Anbindungsstelle des Vorderachsträgers in Versuch 1 und 2 . . . . .	XXVII
C.1. Wöhlerlinie Scherzugprobe SEZ1-SEZ4 . . . . .	XXIX
C.2. Wöhlerlinie Rohrprobe unter Scherzugbelastung $\alpha = 90^\circ$ RP1 und RP2 . . . . .	XXX

C.3. Wöhlerlinie Rohrprobe unter Kopfbzugbelastung $\alpha = 90^\circ$ RP1 und RP2 . . . . .	XXX
C.4. Wöhlerlinie Schälzugprobe SAZ1-SAZ4 . . . . .	XXXI
C.5. Wöhlerlinie Substanzprobe unter zyklischer und thermischer Belastung . . . . .	XXXII
C.6. Wöhlerlinie KSII-Probe unter $\alpha = 0^\circ, 45^\circ$ und $90^\circ$ . . . . .	XXXIII
C.7. Wöhlerlinie Napfprobe . . . . .	XXXIII
C.8. Wöhlerlinie gelochte Scherzugprobe CFK-ST unter zugschwellender Belastung . . . . .	XXXIV
C.9. Steifigkeitsverläufe gelochte Scherzugprobe AL-AL Kombination . . . . .	XXXIV
C.10. Steifigkeitsverläufe gelochte Scherzugprobe AL-CFK Kombination . . . . .	XXXV
C.11. Steifigkeitsverläufe gelochte Scherzugprobe AL-ST Kombination . . . . .	XXXV
C.12. Steifigkeitsverläufe gelochte Scherzugprobe ST-ST Kombination . . . . .	XXXVI
C.13. Steifigkeitsverläufe gelochte Scherzugprobe CFK-ST Kombination . . . . .	XXXVI
C.14. Überblick DMS Positionen Versuch Fahrzeugvorderwagen . . . . .	XXXVII
C.15. DMS1, -3, -5, -7, -9 und -10 Messung Versuch 1 Fahrzeugvorderwagen . . . . .	XXXVIII
C.16. DMS1-5 Messung Versuch 2 Fahrzeugvorderwagen . . . . .	XXXIX
C.17. DMS6-10 Messung Versuch 2 Fahrzeugvorderwagen . . . . .	XL
D.1. DMS Positionen am Dämpferdom DD . . . . .	XLII
D.2. DMS Abgleich SAV Dämpferdom . . . . .	XLIII
D.3. Multiaxiale Anhängprüfung eines SAV - Versuchsaufbau . . . . .	XLIV
D.4. DMS Positionen bei der multiaxialen Anhängprüfung eines SAV . . . . .	XLV
D.5. DMS Abgleich Simulation vs. Versuch . . . . .	XLV
D.6. DMS Positionen Napfprobe . . . . .	XLVI

---

# Tabellenverzeichnis

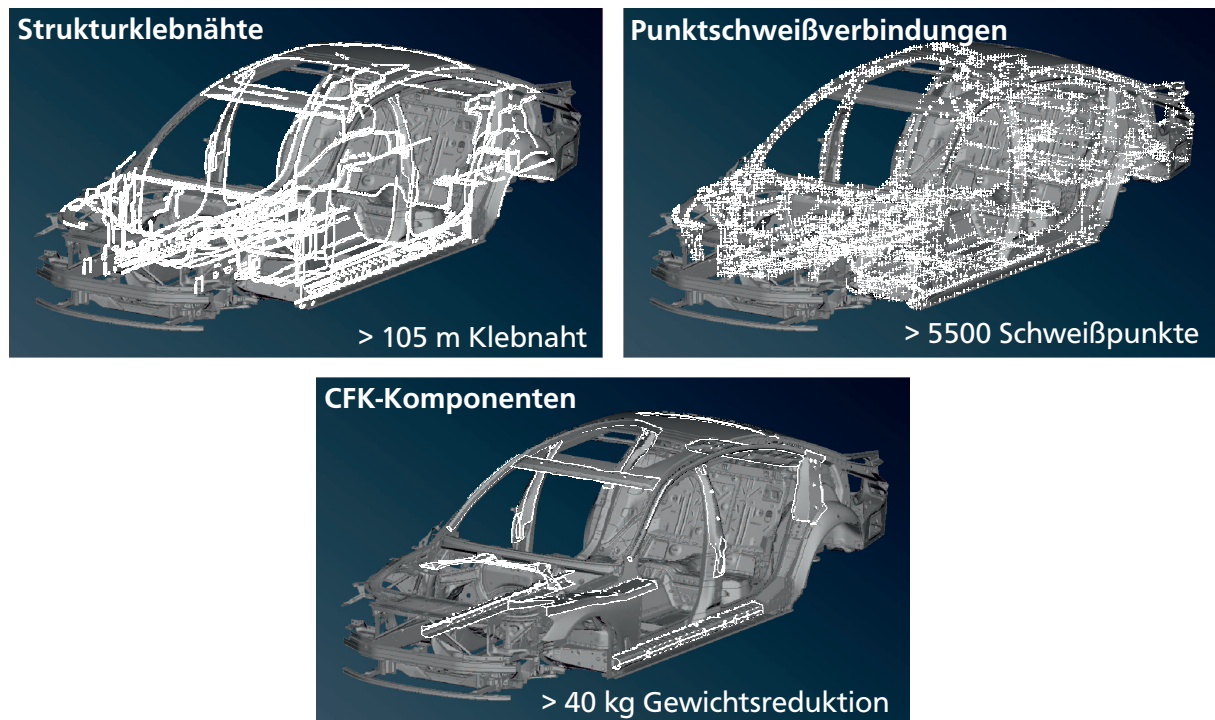
3.1. Verwendete Probentypen, Verbindungstechniken (VT) und die zur Analyse herangezogenen Messtechniken . . . . .	39
3.2. Werkstoffkombination, Probentyp und Abmessungen der CFK Flachprobe . . . . .	40
3.3. Anzahl und Abweichung der verwendeten und abgeleiteten normierten Steifigkeitsverläufe . . . . .	47
3.4. Anzahl und Abweichung der verwendeten Steifigkeitsverläufe zur Master-Degradationskurve des verwendeten Klebstoffs . . . . .	52
3.5. Zyklische Belastung und DMS-Messungen der Versuche am Fahrzeugvorderwagen . . .	56
4.1. Materialparameter zur Beschreibung des Steifigkeitsverhaltens DegraCFK . . . . .	64
4.2. Gefittete Parameter der Balkenreduktion je Blechdickenkombination unter Kopfzug . .	73
4.3. Materialparameter Modell I - SN-Ansatz . . . . .	76
4.4. Materialparameter Modell II - VP-Ansatz lokal und global . . . . .	77
5.1. Schädigungsinkremente, Balkendurchmesser $d_{spot}$ und Hot-Spot je Berechnungsschritt	89
6.1. Fiktive Schädigung $D_f$ an der Federbeinstütze links und rechts . . . . .	96
A.1. Auflistung betreuter studentischer Arbeiten . . . . .	XXI
B.1. Abmessungen der CFK Flachprobe . . . . .	XXIII
B.2. Werkstoffkombination, Probentyp und Abmessungen . . . . .	XXIV
B.3. Werkstoff des Grundmaterials der geklebten Proben . . . . .	XXV
C.1. Resultate zyklischer Untersuchung gSEZ mit unterschiedlicher Materialkombination . .	XXXII
D.1. Berechnungsergebnisse der MD-Flachprobe bei unterschiedlicher Modellierungsart . .	XLI



# 1 Einleitung und Motivation

Die Verbindungstechnologien Widerstandspunktschweißen und Kleben sind aufgrund ihrer Großserientauglichkeit und vergleichsweise kostengünstigen Anwendbarkeit aus der heutigen Fahrzeugentwicklung nicht mehr wegzudenken. Insbesondere zur Erreichung der steigenden Gewichtsanforderungen an das Gesamtfahrzeug infolge einer zunehmenden Anforderung an die CO<sub>2</sub>-Emission neu zugelassener Fahrzeuge, ist ein konsequenter Leichtbau und Verwendung dieser Technologien unerlässlich. Gleiches gilt für die Konzeption batterieelektrischer Fahrzeuge, welche bedingt durch die Massenzunahme des Gesamtfahrzeugs infolge des zusätzlichen Energiespeichers und weiteren Antriebskomponenten, andere Karosseriekonzepte als konventionell angetriebenen Fahrzeuge benötigen. Neben der crash- und betriebsfesten Auslegung dieser Konzepte ist Leichtbau ein wesentliches Zielkriterium [1].

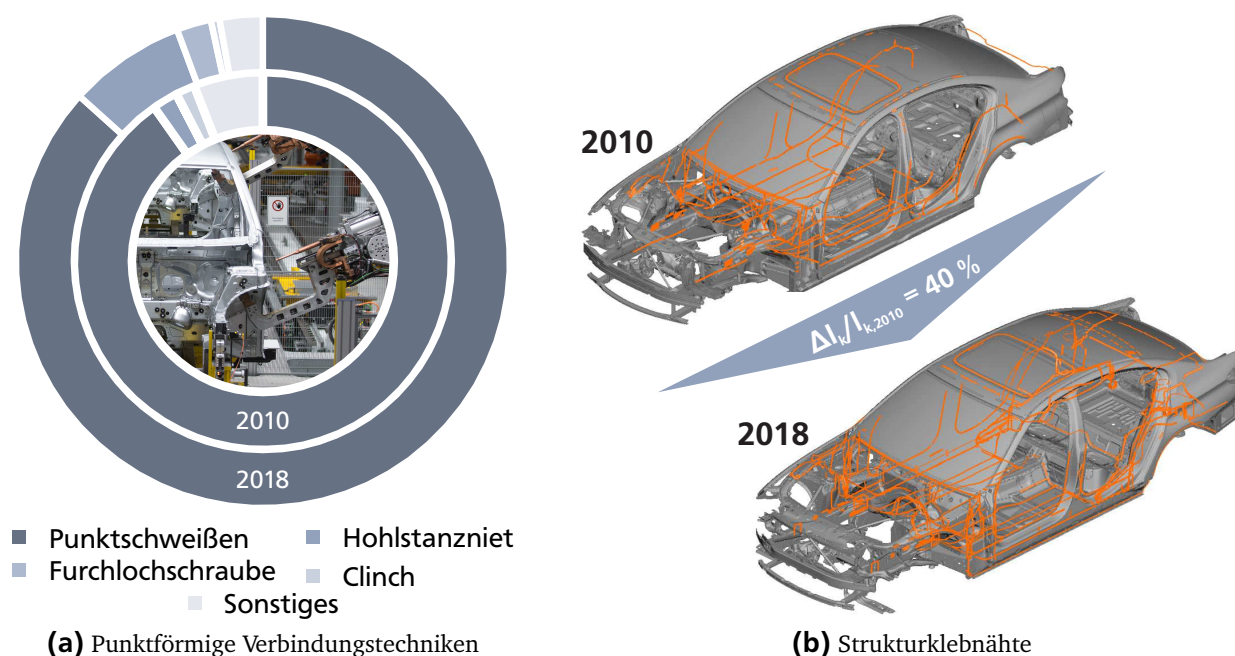
Im Rahmen dieser Leichtbaubemühungen finden unterschiedlichste und teils innovative Werkstoffe, wie beispielsweise kohlefaserverstärkter Kunststoff (CFK), und Fügeverbindungen ihre Anwendung. Abbildung 1.1 verdeutlicht den Einsatz dieser Werkstoffe und Verbindungstechniken an einer aktuellen Generation einer BMW (Bayerische Motoren Werke) Oberklasse Limousine. Darin sind im Karosseriebereich insgesamt Klebnähte mit einer Gesamtlänge von über 105 m und mehr als 5500 Schweißpunkte verbaut. Durch den Einsatz der sogenannten (sog.) Carbon Core Technologie, welche sich durch den Einsatz von kohlefaserverstärktem Kunststoff auszeichnet, kann eine Gewichtsreduktion der Karosserie um mehr als 40 kg realisiert werden [13].



**Abbildung 1.1.:** Einsatz der Verbindungstechniken Kleben und Punktschweißen sowie des Materials CFK in einer Oberklasse Limousine

Auch in zukünftigen Fahrzeugprojekten wird weiterhin verstärkt auf die Verbindungsart Punktschweißen zurückgegriffen, auch wenn ein Anstieg in der Verwendung von weiteren punktförmigen Verbindungstechniken (wie bspw. Hohlstanznieten oder selbstfurchenden Schrauben) zu verzeichnen ist. Dies zeigen die Ergebnisse der Untersuchung in Abbildung 1.2 a). Herangezogen wurden hierzu die Daten zweier Generationen einer Mittelklasse-Limousine mit Produktionsstart in 2010 und 2018. Ein leichter Rückgang der Punktschweißverbindungen ist zu verzeichnen. Nichtsdestotrotz ist dies die dominierende punktförmige Verbindungsart mit einem relativen Anteil > 85 %. Ebenso setzen Fahrzeugkonzepte der aktuellen Forschungslandschaft wie bspw. das ALIVE-Konzept auf die punktförmige Verbindungstechnik Widerstandspunkt- bzw. Widerstandselementschweißen. Letzteres kann zur Verbindung unterschiedlicher Grundmaterialien herangezogen werden [1].

Eine Analyse des Einsatzes der Verbindungsart Kleben zeigt ein ähnliches Bild, siehe Abbildung 1.2 b). Mit dem Wechsel der Generation 2010 zu 2018 kann eine Zunahme von ca. 40 % der Klebnahtlänge in der Fahrzeugkarosserie verzeichnet werden.

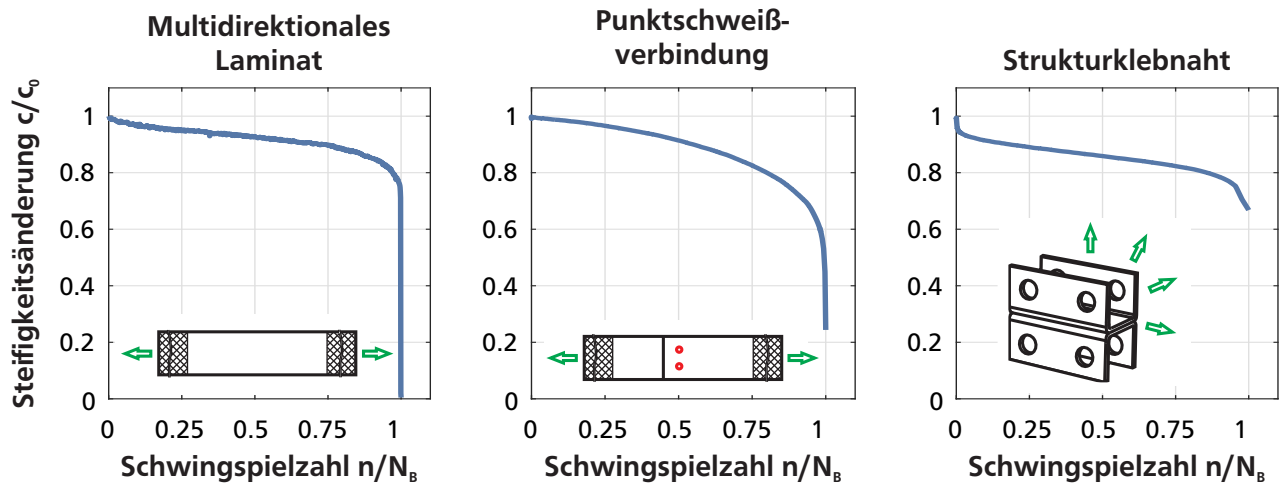


**Abbildung 1.2.:** Zunahme der punkt- und linienförmigen Verbindungstechniken zweier Generationen einer gehobenen Mittelklasse Limousine der Jahre 2010 und 2018

Während des bestimmungsgemäßen Gebrauchs des Fahrzeugs können sich, insbesondere in hochbeanspruchten Bereichen, die zyklischen Eigenschaften der oben genannten Verbindungsarten Punktschweißen und Kleben bzw. des Faser-Kunststoff-Verbundes (FKV) ändern. Die Höhe der Steifigkeitsänderung wird von unterschiedlichsten Faktoren wie z. B. dem Ausnutzungsgrad, der Beanspruchungsart oder -häufigkeit beeinflusst. Abbildung 1.3 zeigt das exemplarische Steifigkeitsverhalten einer Flachprobe eines multidirektionalen Laminats sowie das Verhalten einer punktgeschweißten Scherzug- bzw. geklebten KSII-Probe. Alle drei Probentypen zeigen eine ausgeprägte Steifigkeitsdegradation über ihrer Lebensdauer.

Tritt die lokale Änderung der Steifigkeit im Betrieb in einer größeren Struktur auf, so könnte die lokale Steifigkeitsänderung bspw. zu einer Umlagerung des Lastpfads in der Struktur führen. Die in der klassischen Betriebsfestigkeitsanalyse verwendete quasi-statische Superposition von Einheitslastfällen (ELF) und zugehörigen Zeitfolgen ist somit nur noch eingeschränkt anwendbar. Lagert





**Abbildung 1.3.:** Steifigkeitsverhalten ausgewählter Proben der Verbindungstechniken Kleben und Punktschweißen sowie eines multidirektionalen Laminats im Betrieb

sich die Last in zuvor kaum geschädigte Bereiche der Struktur um, ist ein positiver Einfluss auf die Lebensdauer denkbar. Ebenso könnte die lokale Steifigkeitsänderung aber auch zu einem früheren Versagen der Struktur führen. Eine pauschale Aussage über den Einfluss auf die Betriebsfestigkeit kann zurzeit nicht gegeben werden.

Insbesondere bei der Analyse von mehrlagigen Faser-Kunststoff-Verbunden ist durch die Komplexität der Versagensmodi eine Berücksichtigung der lokalen Steifigkeitsänderung erforderlich [14]. Erste virtuelle Methoden zur Berücksichtigung der Steifigkeitsänderung, welche bereits an Kleinstproben verifiziert wurden, liegen vor [5]. In bisherigen Untersuchungen zur Betriebsfestigkeit von punktgeschweißten und geklebten Bauteilen blieben die eingeführten Effekte weitestgehend unberücksichtigt oder wurden lediglich anhand kleinerer Proben untersucht [4, 15]. Die Berücksichtigung der Steifigkeitsänderung in der virtuellen Lebensdaueranalyse ist bisher allenfalls rudimentär möglich. Zusätzlich ist der Einfluss des Einzeleffektes Degradation auf das mechanische Verhalten von größeren Strukturen, Zusammenbauten oder eine Gesamtfahrzeugkarosserie bisher weitestgehend unerforscht.

In der vorliegenden Arbeit wird eine Methode zur Berücksichtigung von Steifigkeitsänderungen der Verbindungsarten Punktschweißen und Kleben sowie von endlosfaserverstärkten Kunststoffen in der virtuellen Lebensdaueranalyse entwickelt und verifiziert. Dies bietet zum ersten Mal die Möglichkeit, gesamthaft die Steifigkeitsänderung in Leichtbau-Strukturen (resultierend aus lokalen Effekten) in der virtuellen Lebensdaueranalyse abzubilden und zu berücksichtigen.

Hierzu werden zunächst die Grundlagen der experimentellen und virtuellen Betriebsfestigkeitsanalyse sowie die spezifischen Bewertungskonzepte und Einflussfaktoren auf das zyklische Werkstoffverhalten jeder Verbindungsart bzw. Werkstoffes erläutert. Im nächsten Abschnitt wird das experimentelle Verhalten an diversen Probentypen untersucht. Unterschiedlichste Einflussfaktoren auf das zyklische Verhalten wie bspw. Belastungshöhe und -art, Temperatur uvm. werden untersucht. Die experimentellen Analysen bilden die Grundlage für die nachfolgende Modellentwicklung. Mit einem bereits bestehenden Konzept zur Berücksichtigung von Steifigkeitsänderungen endlosfaserverstärkter Kunststoffe (DegraCFK) werden Sensitivitäts- und Konvergenzuntersuchungen durchgeführt und Adaptionen daran vorgenommen. Zwei weitere Modelle für die Degradationssimulation von punktgeschweißten (DegraRP) und geklebten Strukturen (DegraKleb) werden abgeleitet, an kleineren Proben verifiziert und auf bauteilähnliche Proben angewandt. Den Abschluss stellen die Anwendung

---

und der Vergleich der DegraRP-Methode an zwei praxisnahen Beispielen im Gesamtfahrzeugkontext dar.



---

## 2 Stand der Wissenschaft und Technik

Der Stand der Wissenschaft und Technik führt die benötigten Grundlagen zur Betriebsfestigkeit und Finite-Elemente-Methode ein. Ebenso werden aktuelle Forschungsarbeiten aus den für diese Arbeit relevanten Themengebieten der virtuellen (virt.) Lebensdaueranalyse, insbesondere unter Berücksichtigung von Steifigkeitsänderungen, vorgestellt. Diese dienen als Grundlage für die späteren experimentellen Untersuchungen sowie die Modellentwicklung.

---

### 2.1 Grundlagen der Betriebsfestigkeit

---

Betriebsfestigkeit beschreibt nach GASSNER das Festigkeitsverhalten unter zeitlich veränderlicher (variabler) Belastungs- bzw. Beanspruchungsamplitude [16]. Die Betriebsfestigkeit stellt eine Querschnittswissenschaft unterschiedlichster Disziplinen dar. Einfluss haben unter anderem die Belastungen (mechanische sowie die der Umwelt), die Geometrie oder Konstruktion der betrachteten Struktur sowie deren Werkstoff und Fertigungsprozess [17]. Zwei Ziele bestimmen maßgeblich die Bauteilauslegung nach Grundsätzen der Betriebsfestigkeit. Zum einen soll ein vorzeitiges Versagen durch (zyklische) Belastung ausgeschlossen, zum anderen sollen Bauteile nicht überdimensioniert und Fertigungsaufwände so gering wie möglich gehalten werden [17, 18].

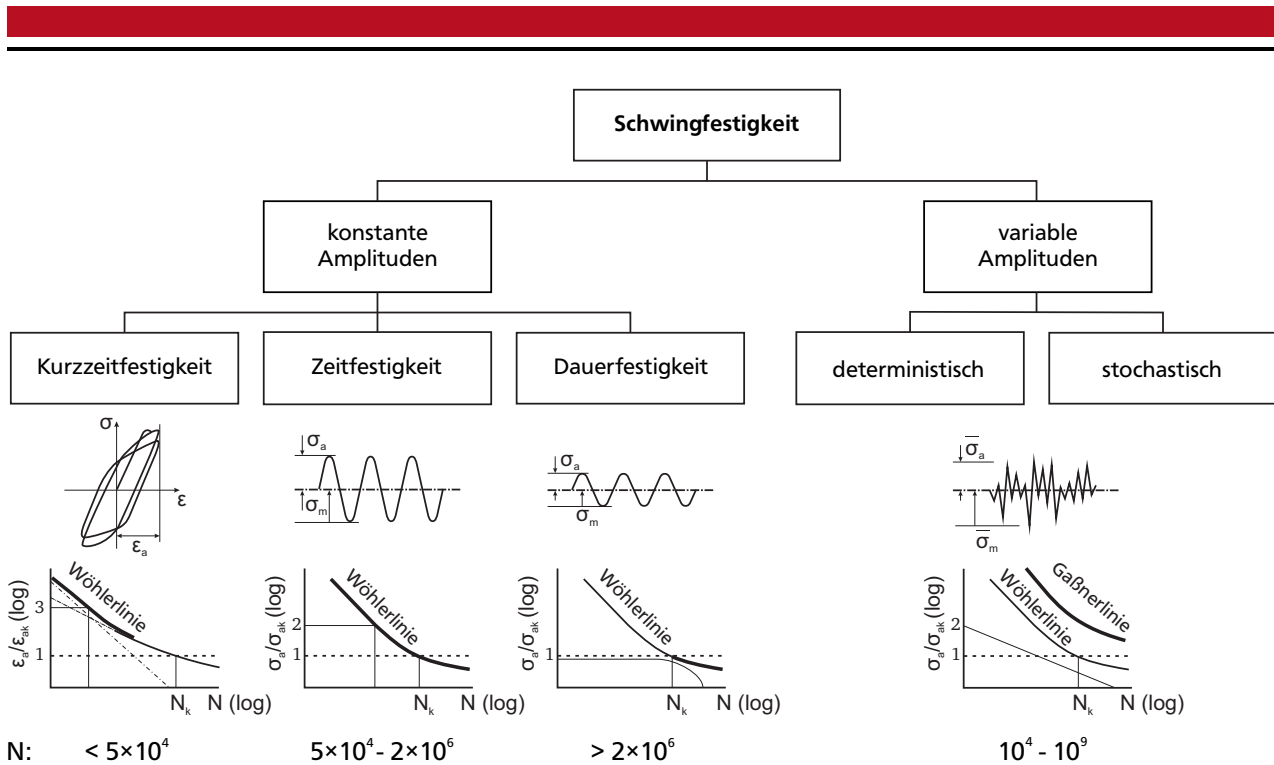
---

#### 2.1.1 Klassifizierung von Schwingbelastungen

---

Schwingbelastungen lassen sich in Belastungen mit konstanten und variablen Amplituden unterteilen, siehe Abbildung 2.1. Einstufenversuche werden mit der Wöhlerlinie beschrieben und unterscheiden sich je nach der Höhe der Belastung in Bereiche der Kurzzeit-, Zeit- und Dauerfestigkeit [17]. Es kann häufig nur von einer fiktiven Dauerfestigkeit die Rede sein, da auch in diesem Bereich mit dem Abfall der Schwingfestigkeit gerechnet werden muss [19]. Belastungen mit variablen Amplituden werden durch die Gassnerlinie beschrieben und treten in der Realität häufiger auf. Hierbei wird zwischen stochastischen und deterministischen Belastungen unterschieden. Die zugehörige Wöhler- oder Gassnerlinie zeigt die ertragbare Belastung oder Beanspruchung über der Schwingzahl. Je nach Spannungsverhältnis  $R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}$  wird zwischen wechselnder ( $R = -1$ ), zugschwellender ( $R = 0$ ) und druckschwellender Beanspruchung ( $R = -\infty$ ) unterschieden [18]. Im Kurzzeitfestigkeitsbereich gewinnt der plastische Dehnungsanteil  $\varepsilon_{a,pl}$  an Bedeutung, da die örtliche Gesamtdehnungsamplitude einen nicht zu vernachlässigenden plastischen Dehnungsanteil enthält [17, 18]. Zusätzlich zu den in Abbildung 2.1 gezeigten Kategorien, gibt es noch weitere Belastungsarten in der Betriebsfestigkeit, wie beispielsweise Überlasten, Kriechbelastungen oder Verschleiß. Überlasten resultieren meist aus Sonderbelastungen, einem Beulen oder Knicken der Struktur sowie aus Missbrauchsfällen. Kriechen beschreibt eine plastische Verformung unter konstanter mechanischer oder thermischer Last unterhalb der Fließgrenze des Werkstoffs [20]. Je nach Anwendungsgebiet müssen diese Belastungsarten der betriebsfesten Auslegung von Strukturen beachtet werden [17].

Abbildung 2.2 zeigt exemplarisch den Verlauf einer Wöhlerlinie. Unterschiedliche Ansätze wurden aufgestellt, um die Wöhlerlinie formelmäßig zu beschreiben. Diese umfassen Geraden im halb- oder doppeltlogarithmischen Netz nach WÖHLER, Kurven mit asymptotischen Übergang in die sogenannte Dauerfestigkeit [21, 22] und S-förmige Kurven [23, 24], welche sowohl den Bereich Kurzzeitfestigkeit als auch Dauerfestigkeit umfassen, wie von HAIBACH zusammenfassend diskutiert [18]. Üblicher-



**Abbildung 2.1.: Unterteilung der Schwingfestigkeit nach [17]**

weise werden Wöhlerlinien doppellogarithmisch aufgetragen und besitzen, je nach Schadensakkumulationshypothese, an der Spannungsamplitude  $\sigma_k$  und Schwingspielzahl  $N_k$  einen Abknickpunkt. Der Zeitfestigkeitsbereich wird durch die Neigung  $k$  beschrieben. Nach PALMGREN-MINER verläuft die Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt waagrecht ( $k = 0$ ) [22, 25]. Dies setzt voraus, dass Amplituden unterhalb des Abknickpunktes nicht zur Schädigung beitragen. Von dieser sog. Dauerfestigkeit wird nur noch in einigen ausgewählten Einzelfällen ausgegangen, weshalb die Wöhlerlinie im Allgemeinen nach dem Abknickpunkt mit einer veränderten Neigung mit  $k' > 0$  fortgesetzt wird [17, 19]. Bei der Belastung unter konstanten Amplitude lässt sich die Versagensschwingspielzahl  $N$  im Zeitfestigkeitsbereich abhängig von der Spannungsamplitude  $\sigma_a$  nach Formel 2.1 ermitteln [26].

$$N = N_k \cdot \left( \frac{\sigma_a}{\sigma_k} \right)^{-k} \quad \text{mit} \quad \sigma_k \leq \sigma_a \leq \sigma_{a,Re} \quad (2.1)$$

## 2.1.2 Einflussgrößen auf die Schwingfestigkeit eines Bauteils

Das Schwingfestigkeitsverhalten von Proben oder Bauteilen wird durch unterschiedlichste Einflussgrößen bestimmt. Häufig üben diese komplexe Wechselwirkungen aufeinander aus [27, 28]. Zur Systematisierung der Einflussgrößen werden in der Literatur verschiedene Einteilungen vorgeschlagen. SONSINO unterteilt die Einflussgrößen auf die Betriebsfestigkeit eines Bauteils in die vier Bereiche Belastung (inklusive der Umwelteinflüsse), Konstruktion, Fertigung und Werkstoff [30]. Neben den genannten Einflussgrößen existiert die Problematik der Übertragbarkeit von Werkstoffdaten, welche an kleinen homogen beanspruchten Proben ermittelt wurden, auf Anriss gefährdete Bereiche eines Bauteils [26–28]. Im Bereich **Belastung** sind mehrere (ausgewählte) Einflussgrößen zusammengefasst:

- Reihenfolgeeffekt: In der Praxis werden häufig Belastungen mit mehrstufigen Blocklasten verwendet. Je nach Randbedingungen können höhere Lebensdauern im Experiment unter Be-

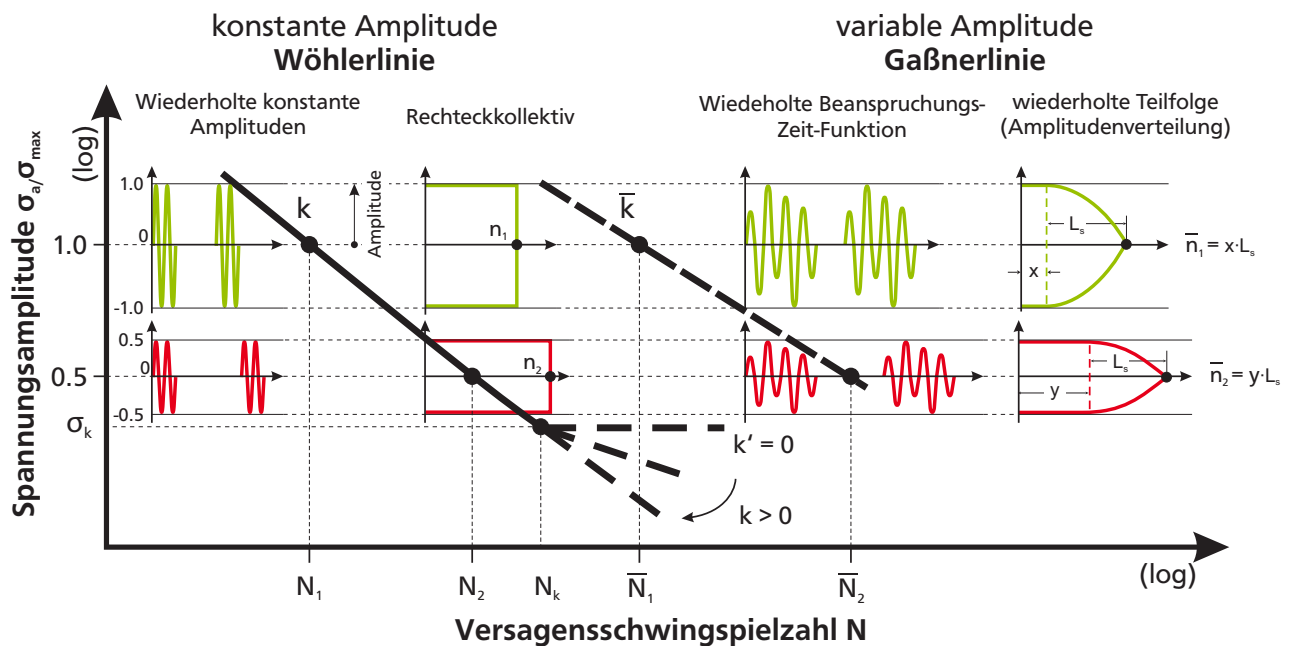


Abbildung 2.2.: Darstellung von Wöhler und Gassnerlinie nach [17]

lastung mit variablen Amplituden beobachtet werden. Bei einem Vergleich der ermittelten Lebensdauern unter zufallsartiger Belastung und nach dem Achtstufen-Blockprogramm von GASSNER, kann ein Faktor 5 in der Lebensdauer festgestellt werden [16, 29]. Eine Reduktion der einzelnen Blöcke auf eine Länge von  $n_i < 4000$  Schwingspiele reduziert den Reihenfolgeinfluss deutlich [29].

- Beanspruchungsmehrachsigkeit: Wöhlerversuche werden meist unter uniaxialen Belastungen durchgeführt. Im Betrieb unterliegen Bauteile häufig einer Überlagerung unterschiedlicher Belastungen. Diese können proportional (phasengleich) oder nichtproportional (phasenverschoben) auftreten [26]. SOCIE et al. schlagen eine nach Kurzzeitfestigkeit, Langzeitfestigkeit und Proportionalität getrennte Betrachtung des Einflusses Beanspruchungsmehrachsigkeit vor [31].
- Umwelteinflüsse: Temperatur und Korrosion stellen zwei wesentliche Umwelteinflüsse auf die Schwingfestigkeit dar. Für metallische Werkstoffe kann bei tiefen Temperaturen eine Erhöhung der Spannung am Abknickpunkt  $\sigma_k$  beobachtet werden. Hohe Temperaturen führen meist zu einer Reduktion von  $\sigma_k$  [26]. Korrosion kann in unterschiedlichsten Formen auftreten (z. B. atmosphärische Korrosion, Spaltkorrosion, Spannungsrisskorrosion, uvm.). Im Allgemeinen wirkt sich Korrosion negativ auf die Bauteilfestigkeit aus [26].

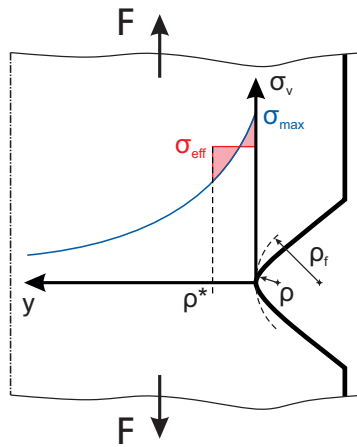
Die **Konstruktion** bzw. Geometrie beeinflusst im Wesentlichen durch die Aufnahme der äußeren Belastungen die Höhe der lokalen Beanspruchungen in kritischen Bereichen. Meist unterliegt die Konstruktion fertigungsbedingten Einflüssen und Randbedingungen [17].

Im Bereich **Fertigung** werden alle Einflüsse auf die Schwingfestigkeit resultierend aus dem Fertigungsprozess zusammengefasst. Dies kann zum einen das gewählte Fertigungs- oder Verbindungsverfahren sein, zum anderen ergeben sich aus dem Fertigungsprozess Bauteileigenschaften wie z. B. resultierende Eigenspannungen, Verfestigungen oder Oberflächenqualität. Der Einfluss der Verbindungsverfahren wird in Kapitel 2.3 näher beleuchtet. Eine Verfestigung der Oberfläche kann die Lebensdauer eines Bauteils positiv oder negativ beeinflussen. Zugeigenspannungen, welche sich z. B. bei einer spanenden Bearbeitung des Bauteils einstellen können, wirken sich meist negativ auf die

Lebensdauer aus. Druckeigenspannungen in kaltverfestigten oder gehärteten Oberflächen wirken sich meist positiv aus [26].

Die Wahl des verwendeten **Werkstoffes** beeinflusst in entscheidendem Maß die Betriebsfestigkeit des Bauteils. Bei metallischen Werkstoffen hängt beispielsweise die Spannung am Abknickpunkt  $\sigma_k$  einer ungekerbten und polierten Probe primär von ihrer Zugfestigkeit  $R_m$  ab [32].

Neben den bereits erläuterten Einflussgrößen sind im Rahmen der **Übertragungsproblematik** der spannungsmechanische und statistische Größeneinfluss zu nennen. Der *spannungsmechanische Größeneinfluss* beruht auf der Stützwirkung als Resultat eines Spannungsgradienten. Bei der Axialbeanspruchung in einem ungekerbten Stab tritt keine Stützwirkung ein. Bauteile hingegen weisen eine Spannungsüberhöhung an Kerben auf. Die Festigkeit wird dann nicht nur von der Höhe der Beanspruchung bestimmt, sondern auch vom vorliegenden Spannungsgradienten [28]. Abbildung 2.3 zeigt den Vergleichsspannungsverlauf  $\sigma_v$  eines einseitig gekerbten Zugstabes.



**Abbildung 2.3.:** Spannungsüberhöhung einer Kerbe inkl. Mikrostützwirkung nach NEUBER [33]

Nach NEUBER lässt sich die Stützwirkung in Makro- und Mikrostützwirkung unterteilen. Die Makrostützwirkung umfasst die Beanspruchungsumlagerung in der Kerbe durch plastisches Fließen des Werkstoffes. Die Mikrostützwirkung wird als Gedankenmodell eingeführt, um die theoretische Spannungssingularität an sehr scharfen Kerben abschätzen zu können [34]. Die Ursache sieht NEUBER im realen Werkstoffgefüge, welches, entgegen der üblichen Annahme, kein strukturloses Kontinuum darstellt. Überschreitet die Spannung eines Gefügeteilchens dessen kritische Größe, fließt dieses über seine gesamte Ausdehnung. Daraus resultiert eine lokale Homogenisierung der Spannungsverteilung [35]. Die wirksame effektive Spannung  $\sigma_{eff}$  wird im fiktiven Kerbgrund ( $\rho_f$ ) über die Ersatzstrukturlänge  $\rho^*$  gemittelt berechnet, siehe Formel (2.2).

$$\sigma_{eff} = \sigma_{max} \sqrt{\frac{\rho}{\rho_f}} \quad (2.2)$$

$$\text{mit} \quad \rho_f = \rho + s\rho^* \quad (2.3)$$

$$\eta = \sqrt{1 + \frac{s\rho^*}{\rho}} \quad (2.4)$$

Die Ersatzstrukturlänge  $\rho^*$  und  $s$  sind werkstoffabhängig. Der *statistische Größeneinfluss* erfasst den Effekt, dass mit einer Zunahme des hochbeanspruchten Volumens auch die Wahrscheinlichkeit des

---

Vorhandenseins einer größeren, versagensauslösenden Fehlstelle in diesem Volumen zunimmt. Der Einfluss ist insbesondere bei überwiegend elastischer Beanspruchung ausgeprägt [26].

---

## 2.2 Grundlagen der rechnerischen Schwingfestigkeitsanalyse

---

Dieser Abschnitt stellt die Grundlagen der rechnerischen Lebensdaueranalyse vor und erklärt die wesentlichen Bemessungskonzepte sowie ausgewählte Zählverfahren zur Betriebsfestigkeitsbewertung von Werkstoffen und Bauteilen.

---

### 2.2.1 Ausgewählte Bemessungskonzepte der Betriebsfestigkeit

---

Für den Nachweis der Betriebsfestigkeit von Bauteilen finden unterschiedliche Konzepte Anwendung. Diese Konzepte lassen sich durch die Art unterteilen, wie die maßgeblich für das Versagen verantwortliche Beanspruchung und Beanspruchbarkeit ermittelt wird [36]. Dies kann entweder durch lokale oder globale Parameter geschehen. Neben dem rein experimentellen (exp.) Betriebsfestigkeitsnachweis (siehe Kapitel 2.1) werden in der Literatur Nennspannungs-, Strukturspannungs-, Kerbdehnungs- und Rissfortschrittkonzepte angetroffen [17, 18, 26, 37].

Das **Nennspannungskonzept** basiert auf der Betrachtung von globalen Parametern zur Betriebsfestigkeitsbewertung. Allgemein kann die Nennspannung  $S$  als eine Kraft  $F$  (für Axial- und Schubbelastung) oder Nennschubspannung  $T$  resultierend aus einem Moment  $M$  (für Belastungen unter Biegung und Torsion), bezogen auf die Fläche  $A$  bzw. das Widerstandsmoment  $W$  definiert werden [18]. Zusätzlich zur Nennspannung  $S$  bzw. -schubspannung  $T$  wird, je nach Bauteilgeometrie, eine elastische Kerbzahl  $K_t$  zur Berücksichtigung lokaler Spannungsspitzen  $\sigma_{e,\max}$  bzw.  $\tau_{e,\max}$  benötigt. Die Kerbzahl berechnet sich nach Formel (2.5) und (2.6) [18].

$$K_t = \frac{\sigma_{e,\max}}{S} \quad \text{für axialer Belastung} \quad (2.5)$$

$$K_t = \frac{\tau_{e,\max}}{T} \quad \text{für Biegung} \quad (2.6)$$

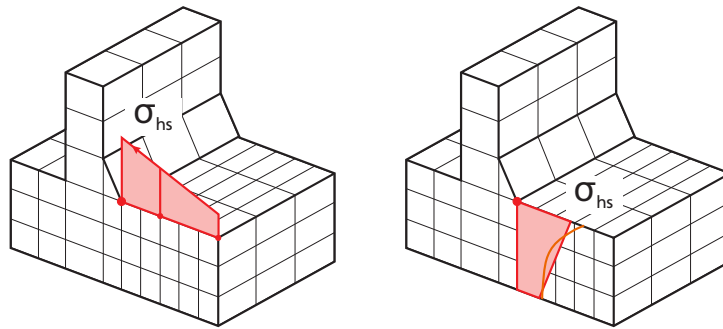
Zur Ermittlung der zulässigen Nennspannungen werden Bemessungswöhlerlinien für Bauteile mit der gleichen Kerbformzahl herangezogen. Häufig werden diese für einfache Kerbstäbe ermittelt [17, 18]. Die Vorteile des Nennspannungskonzeptes liegen darin, dass dies für eine Vielzahl von Bauteilgeometrien einfach anzuwenden ist, vorausgesetzt, es lässt sich ein geeigneter Nennquerschnitt definieren. Vor allem bei komplexen Bauteilen mit veränderlicher Querschnittsgeometrie ist dies nicht immer der Fall [18]. Ein Nachteil des Nennspannungskonzeptes liegt darin, dass die tatsächliche Spannungsverteilung im relevanten Querschnitt nur unzulänglich beschrieben wird.

Die Kerbwirkungszahl  $K_f$  beschreibt die Reduktion der Lebensdauer bedingt durch Kerbwirkung. Durch eine örtliche Plastifizierung im Kerbgrund unter zyklischer Belastung in Verbindung mit einem hohen Spannungsgefälle kann sich die Kerbwirkungszahl  $K_f$  von der Kerbzahl  $K_t$  unterscheiden [18]. Definiert wird die Kerbwirkungszahl durch die Nennspannung der ungekerbten Probe am Abknickpunkt der Wöhlerlinie  $\sigma_k$  bezogen auf die Nennspannung der gekerbten Probe  $S_k$ , siehe Formel (2.7) für ein Spannungsverhältnis von  $R = -1$ .

$$K_f = \frac{\sigma_k(K_t = 1)}{S_k(K_k > 1)} \quad (2.7)$$

Trotz der genannten Einschränkungen ist das Nennspannungskonzept in der Praxis stark verbreitet [18].

Das **Strukturspannungskonzept** findet meist bei der Bewertung von Schweißverbindungen seine Anwendung. Dabei werden Spannungsverteilungen außerhalb der Schweißnaht genutzt, um auf die Spannung der Nahtübergangskerbe zu schließen. Nach festgelegten Kriterien wird eine Extrapolation durchgeführt und so eine Hot-Spot (HS) Spannung  $\sigma_{hs}$  definiert [17]. Der Spannungsverteilung außerhalb der Schweißnaht liegen meist Finite-Element (FE) Berechnungen (siehe Kapitel 2.4) zugrunde [18]. Abbildung 2.4 zeigt dies an einer Hot-Spot Spannungsauswertung. Links die lineare Extrapolation über zwei Auswertepunkte und rechts die Linearisierung der Spannungen über die Plattendicke [36]. Ziel des Strukturspannungskonzepts ist es die groben geometrischen Einflüsse bei



**Abbildung 2.4.:** Hot-Spot Spannungsauswertung am Nahtübergang in Anlehnung an [38]

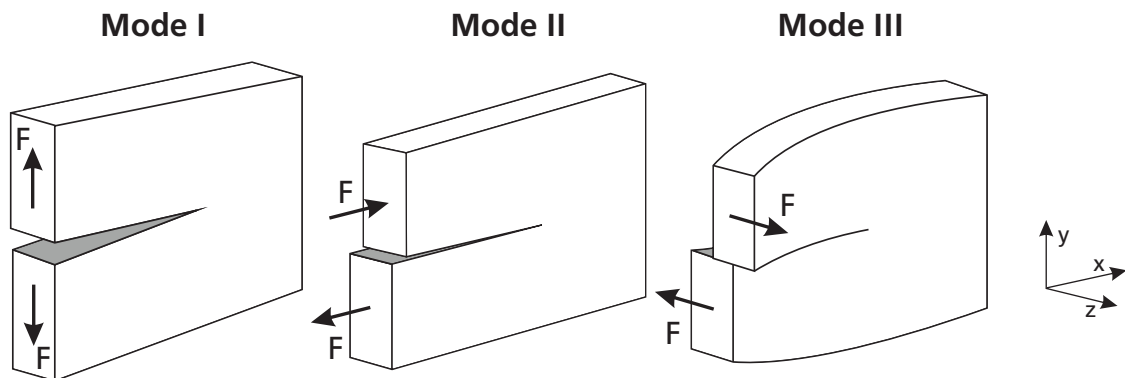
der Spannungsermittlung zu erfassen – nicht jedoch die Spannungskonzentration am Nahtübergang. Die Spannungskonzentration mittels eines FE-Modells zu ermitteln, würde eine deutlich feinere Elementierung erfordern. Das Konzept kann als eine Verbesserung des Nennspannungskonzepts angesehen werden, da die Definition einer Nennspannung entfällt und im Allgemeinen weniger relevante Kerbfälle (ausgenommen Nahtschweißverbindungen) betrachtet werden müssen [17, 18].

Das **Kerbdehnungskonzept**, häufig auch als Kerbgrund- oder örtliches Konzept bezeichnet, zieht zur Lebensdauerbewertung elastisch-plastische Dehnungsamplituden im Kerbgrund heran. Entscheidend dabei ist der zeitliche Zusammenhang der Dehnungen im betrachteten Bereich [26]. Der Grundgedanke des Kerbdehnungskonzepts ist, dass die mechanischen Eigenschaften des Materials im Kerbgrund mit denen einer verkleinerten, axial belasteten und ungekerbten Probe vergleichbar sind. Eine Übertragbarkeit der lokalen Eigenschaften (elastisch-plastische Deformation, Schädigung und Rissbeginn) der gekerbten Probe auf die Eigenschaften der miniaturisierten, ungekerbten Probe (globale Deformation, Schädigung und Probenversagen) ist anzustreben [38]. Die Kerbdehnung kann entweder aus einer FE-Berechnung stammen oder über das zyklische Spannungs-Dehnungsdiagramm in Verbindung mit bspw. der Neuber Formel (Formel (2.2)) angenähert werden [18]. Das zyklische Spannungs-Dehnungsverhalten unterscheidet sich typischerweise vom zügig ermittelten Materialverhalten im einfachen Zugversuch. Grund dafür können zyklische Ver- oder Entfestigungen sein, welche je nach Material eine höhere (Verfestigung) oder geringere (Entfestigung) Spannungsamplitude aufweisen, im Vergleich zum zügigen Materialverhalten [18]. Eine Berechnung der Anrisslebensdauer erfolgt über die ermittelte Kerbdehnung und die experimentell ermittelte Dehnungswöhlerlinie der miniaturisierten, ungekerbten Probe. Die Dehnungswöhlerlinien können dabei Mittelspannungs-, Größen- und Gradienteneinflüsse berücksichtigen [38, 39].

Die Ermüdung eines Bauteils aufgrund von Rissbildung kann in die Phasen Risseinleitung, stabiler zyklischer Risswachstum und instabiler Restbruch unterteilt werden [26]. Das **Rissfortschritt-konzept** findet meist dann Anwendung, wenn die Lebensdauer eines Bauteils von der Phase des stabilen zyklischen Risswachstums maßgeblich bestimmt wird oder die Lebensdauer nach Anriss von Interesse ist. Zur Beschreibung des Rissfortschritts  $da/dn$  der Risslänge  $a$  sind der Beanspruchungs-



zustand sowie die Verformungsanteile (elastisch und plastisch) des Materials an der Rissspitze von besonderem Interesse [18, 40]. In der linear-elastischen Bruchmechanik wird zu Beschreibung der Beanspruchung an der Rissspitze auf Spannungsintensitätsfaktoren  $K$  zurückgegriffen. Diese sind abhängig von den vorliegenden Rissöffnungsarten, welche in Abbildung 2.5 dargestellt sind.



**Abbildung 2.5.:** Die drei grundlegenden Rissbeanspruchungsarten der Bruchmechanik nach [40]

Nach IRWIN werden drei Rissöffnungsarten unterschieden:

- **Mode I** : Öffnung des Risses durch Normalbeanspruchung
- **Mode II** : Gleiten der Rissoberfläche in der Rissebene durch Schubbeanspruchung
- **Mode III** : Gleiten der Rissoberfläche quer zur Rissrichtung durch einen nicht-ebenen Schubspannungszustand

Der Spannungsintensitätsfaktor des Mode I berechnet sich nach Formel (2.8) und ist abhängig des Beanspruchungszustandes  $\sigma$ , der Risslänge  $a$  sowie des dimensionslosen Geometriefaktors  $Y_I(a)$ .

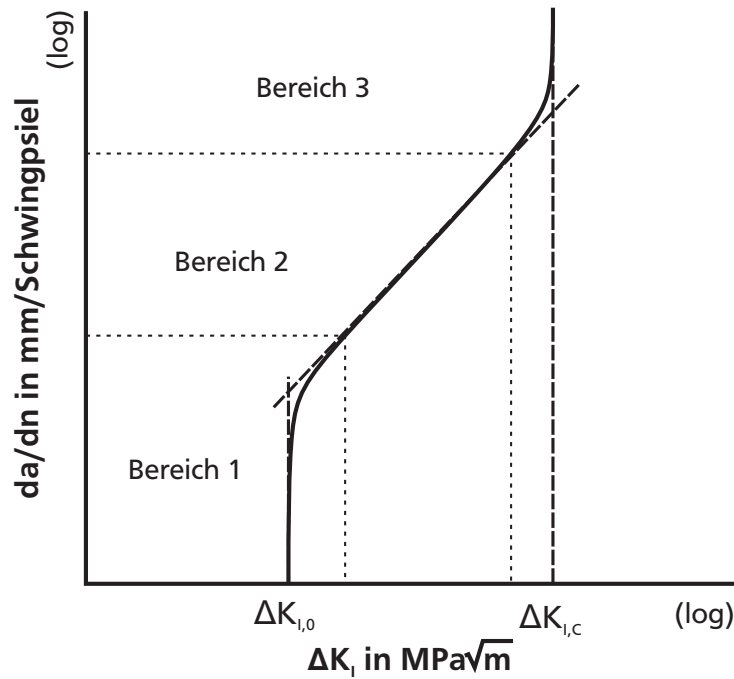
$$K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y_I(a) \quad (2.8)$$

Die Spannungsintensitätsfaktoren von Mode II und Mode III lassen sich analog zu Mode I, abhängig der jeweiligen Parameter, ableiten. Ist der Bereich der plastischen Zone vor der Rissspitze nicht mehr vernachlässigbar klein gegenüber der Risslänge, so muss die elastisch-plastische Bruchmechanik herangezogen werden [40]. In diesem Fall kann zur Beschreibung der Rissspitzenbeanspruchung z. B. das J-Integral verwendet werden [42].

Kenntnis über die Risswachstumsrate  $da/dn$  ist zur Bewertung der Betriebsfestigkeit nach dem Rissfortschrittkonzept unerlässlich. Unter bestimmten Randbedingungen tritt Ermüdungsrisswachstum auf [40]. Die Wachstumsrate wird oft in Abhängigkeit des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K_I$  dargestellt, siehe Gleichung (2.9) für Mode I.

$$\Delta K_I = K_{I,\max} - K_{I,\min} = (1 - R) \cdot K_{I,\max} = \Delta \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y_I(a) \quad (2.9)$$

Der idealisierte Zusammenhang zwischen Risswachstumsrate und zyklischem Spannungsintensitätsfaktor ist in Abbildung 2.6 dargestellt. Zwei Asymptoten für die Risswachstumsrate sind erkennbar. Die untere Grenze des Risswachstums wird durch den Schwellenwert  $\Delta K_{I,0}$  vorgegeben. Wird dieser Grenzwert überschritten beginnt das Risswachstum. Der in der doppellogarithmischen Auftragung lineare Bereich 2 zwischen beiden Asymptoten wird oft als PARIS-Gerade bezeichnet. Der hierfür



**Abbildung 2.6.:** Darstellung des Zusammenhangs Rissfortschritt  $da/dn$  und Spannungsintensitätsfaktor  $\Delta K_I$  nach [40]

abgeleitete Zusammenhang, bekannt als PARIS-Law, wird durch Formel (2.10), mit den werkstoffabhängigen Parametern  $C$  und  $m$ , ausgedrückt [43].

$$\frac{da}{dn} = C \cdot \Delta K^m \quad (2.10)$$

## 2.2.2 Lineare Schadensakkumulation

Die Ermittlung von Gassnerlinien ist, durch die hohe Anzahl an erforderlichen Schwingspielen und komplexen Last-Zeit-Reihen (LZR) bei der Belastung unter variablen Amplituden, relativ aufwendig. Das Konzept der Schadensakkumulation erlaubt es, die Lebensdauer unter variabler Belastung rechnerisch, basierend auf Einstufenversuchen bewerten zu können. Dabei wird jedem Schwingspiel eine Teilschädigung zugeordnet und über die Lebensdauer zu einer Gesamtschädigung aufsummiert [36]. Die lineare Schadensakkumulations-Hypothese nach PALMGREN (1924) und MINER (1945) ist ein einfaches und zugleich häufig eingesetztes Verfahren [18]. Die Schädigung  $D$  definiert sich aus dem Schädigungsbeitrag  $\Delta D_i$  eines Schwingsspieles, siehe Formeln (2.11) und (2.12).  $N_i$  ist dabei die ertragbare Schwingspielzahl zur Spannungsamplitude  $\sigma_a$  unter der Mittelspannung  $\sigma_m$  und ergibt sich aus der Wöhlerlinie.

$$\Delta D_i = 1/N_i \quad \text{mit } N_i = N(\sigma_a > \sigma_m) \quad (2.11)$$

$$D = \sum_i \Delta D_i \quad (2.12)$$

Das rechnerische Versagen tritt mit Erreichen einer Schadenssumme  $D_{\text{rech}}$  ein. Als kritischer Schädigungswert wird typischerweise  $D_{\text{rech}} = 1$  verwendet [18]. Die experimentelle Schadenssumme eines Bauteils, bei der Versagen eintritt  $D_{\text{exp}}$  (der Quotient aus Versagensschwingspielzahl im Versuch  $N$  und theoretisch berechneter  $N_{\text{rech}}$ , siehe Formel (2.13)), kann z. B. je nach Belastungsart, Mate-



rialbehandlung oder Verbindungstechnik stark von einer theoretischen Schadenssumme  $D_{\text{rech}} = 1$  abweichen [44–46].

$$D_{\text{exp}} = \frac{N}{N_{\text{rech}}} \quad (2.13)$$

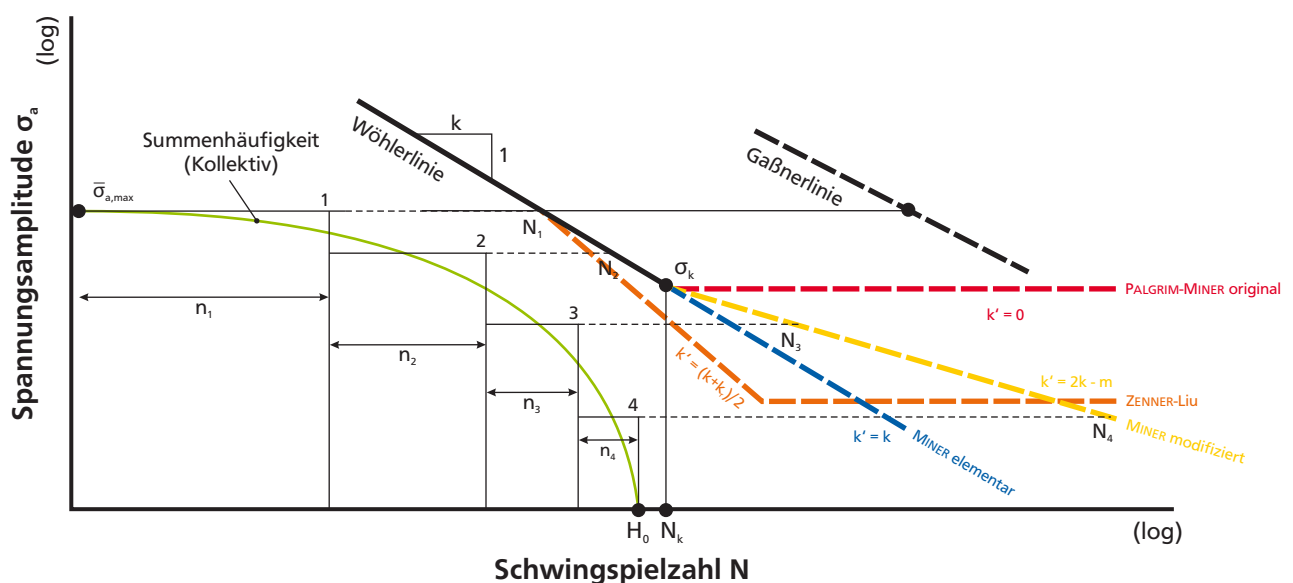
Für geschweißte bzw. ungeschweißte Aluminiumwerkstoffe werden beispielsweise kritische Schadenssummen von  $D_{\text{rech}} = 0.5$  bzw.  $D_{\text{rech}} = 0.3$  für die Bauteilauslegung vorgeschlagen [47]. Ein entscheidender Punkt der linearen Schadensakkumulation liegt in der Berücksichtigung der Wöhlerlinienneigung nach dem Abknickpunkt  $k'$ . Hierfür gibt es unterschiedlichste Ansätze. Die Originalform der PALMGREN-MINER-Regel berücksichtigt lediglich die Teilschädigung eines Schwingspiels, wenn dessen Spannungsamplitude  $\sigma_{a,n_i}$  oberhalb des Abknickpunktes  $\sigma_k$  liegt. Nach dem Abknickpunkt wird die Neigung zu  $k' = 0$  angenommen. Die elementare Form der PALMGREN-MINER-Regel beschreibt die Neigung mit  $k' = k$ , die modifizierte Form der PALMGREN-MINER-Regel nach HAIBACH mit  $k' = 2k - m$ . Der Parameter  $m$  hängt dabei vom verwendeten Werkstoffzustand ab [18].

$$m = \begin{cases} 1 & \text{für duktile Werkstoffe,} \\ 2 & \text{für spröde Werkstoffe und Schweißverbindungen} \end{cases} \quad (2.14)$$

Bei der Modifikation nach LIU et al. ändert sich die Neigung der Wöhlerlinie ab dem Kollektivhöchstwert  $\bar{\sigma}_{a,\text{max}}$ . Diese Änderung der Neigung trägt der Annahme Rechnung, dass der Schädigungsprozess in der Rissfortschrittsphase maßgeblich durch schwingbruchmechanische Gesetzmäßigkeiten bestimmt wird. Ab einer Spannungsamplitude von  $\sigma_a = \sigma_k/2$  verläuft die Wöhlerlinie horizontal, siehe Formel (2.15) [48]. Der Parameter  $k_r$  bestimmt sich aus der Neigung der Wöhlerlinie für angerissene Proben  $k_r = 3.6$  [26].

$$k' = \begin{cases} (k + k_r)/2 & \text{für } \sigma_k/2 < \sigma_a < \bar{\sigma}_{a,\text{max}} \\ 0 & \text{für } \sigma_a < \sigma_k/2 \end{cases} \quad (2.15)$$

Die verschiedenen Modifikationen der PALMGREN-MINER Regel sind in Abbildung 2.7 eingezeichnet.

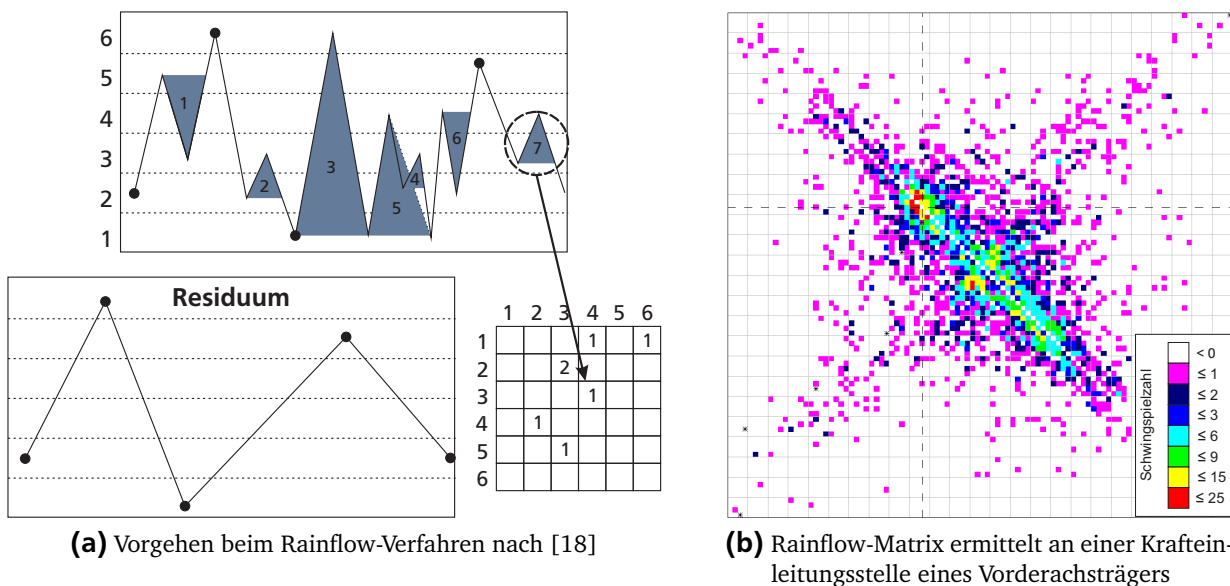


**Abbildung 2.7.:** Detaillierte Darstellung der Wöhlerlinie und Schadensakkumulationshypothesen in Anlehnung an [17]

### 2.2.3 Zählverfahren der Betriebsfestigkeit

Zur experimentellen Bestimmung der Gassnerlinie werden Schwingfestigkeitsversuche unter Belastung mit variablen Amplituden durchgeführt und über dem Höchstwert der Teilfolge  $\bar{\sigma}_a$  und deren Versagensschwingspielzahl  $\bar{N}$  aufgetragen. Die relevante Schwingspielzahl errechnet sich aus dem Umfang der Teilfolge  $L_s$  multipliziert mit dessen Anzahl der Wiederholungen [17, 18]. Aus der Last-Zeit-Reihe lässt sich die Bauteilbelastung eindeutig beschreiben. Hierfür werden statistische Zählverfahren angewendet, welche in vielfältiger Art und Weise in der Literatur vorliegen. Häufig findet beispielsweise das Spannenpaar-, Klassendurchgangs- oder Rainflow-Verfahren Anwendung. Exemplarisch wird hier kurz auf das Rainflow-Verfahren eingegangen. Für Details zu den weiteren Verfahren sei auf einschlägige Literatur verwiesen. [18, 26, 49].

Beim Rainflow-Verfahren handelt es sich um ein zwei-parametrisches Zählverfahren. Dabei wird eine Identifikation von geschlossenen Hystereseschleifen durchgeführt. Jede geschlossene Hystereseschleife wird an ihren Umkehrpunkten gekennzeichnet und diese als Ober- und Unterwert oder Amplitude und Mittelwert in eine Rainflow-Matrix klassiert [18, 49]. Die in die Rainflow Matrix eingetragenen Elemente bezeichnen die Zahl der geschlossenen Hystereseschleifen. Jede geschlossene Schleife beginnt in der Zielklasse, kehrt in der Startklasse um und schließt sich wieder in der Zielklasse. Abbildung 2.8 (a) zeigt beispielhaft das Vorgehen bei der Klassierung nach dem Rainflow-Algorithmus. Abbildung 2.8 (b) zeigt das Resultat einer Rainflow-Auswertung einer gemessenen LZR an einem der Krafteinleitungspunkte eines Vorderachsträgers.



**Abbildung 2.8.:** Rainflow-Verfahren - Vorgehen und Anwendung

Das Residuum der Rainflow-Klassierung weist nicht geschlossene Schleifen am Ende der Berechnung aus und ist wichtiger Bestandteil des Ergebnisses [18].

## 2.3 Grundlagen zu ausgewählten Verbindungstechniken und Werkstoffen, deren Schwingfestigkeitsverhalten und ausgewählter Bewertungskonzepte

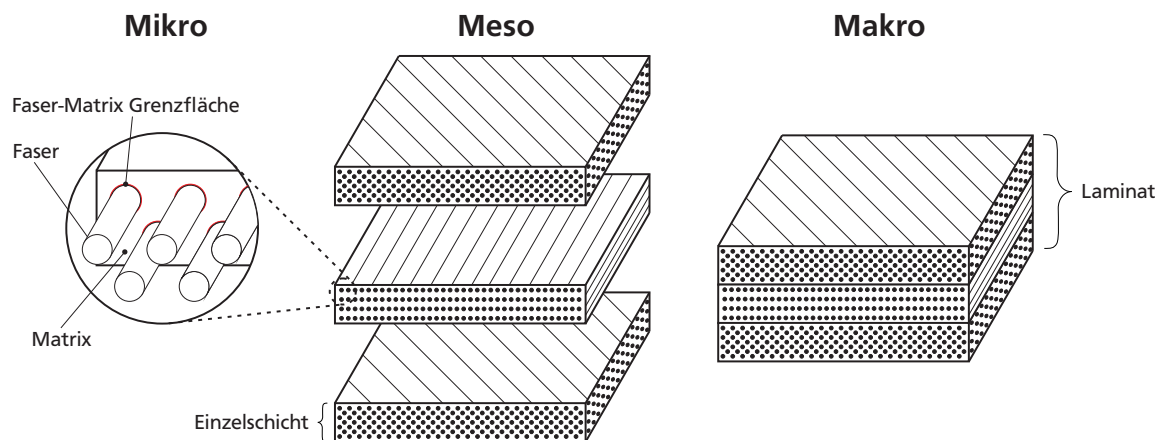
In diesem Abschnitt wird auf die drei, für die vorliegende Arbeit wesentlichen, Werkstoffe beziehungsweise Fügeverfahren eingegangen. Der Werkstoff *Faser-Kunststoff-Verbund (FKV)* und die

Fügeverfahren *Widerstandspunktschweißen* und *Strukturkleben*, ihr Ermüdungsverhalten sowie ausgewählte, für die Arbeit relevante Bewertungskonzepte werden vorgestellt.

### 2.3.1 Faser-Kunststoff-Verbund

Genau genommen handelt es sich bei Faser-Kunststoff-Verbunden nicht um einen Werkstoff, sondern vielmehr um eine Kombination verschiedener Werkstoffe – einer Konstruktion [50]. Ziel der Kombination ist es Materialeigenschaften hinsichtlich Steifigkeit und Festigkeit zu erreichen, welche mit den Einzelkomponenten nicht erreichbar wären. Im Automobilbau übernehmen Kohlefasern in FKV die mechanische Belastung während das Matrixmaterial die Fasern positioniert und vor Umgebungseinflüssen, wie beispielsweise korrosiven Medien, schützt [14, 50]. Als Laminat werden Faser-Kunststoff-Verbunde bezeichnet, welche sich aus mehreren Einzelschichten der Anzahl  $m$  und Faserorientierung  $\Theta$  zusammensetzen. Dies ermöglicht eine optimale Ausnutzung der mechanischen Eigenschaften der einzelnen Schichten bei einer Krafteinleitung aus mehreren Richtungen [50].

Durch den schichtweisen Aufbau eines Laminats bieten sich mehrere Betrachtungsebenen für die mechanische Analyse an. Die detaillierteste Betrachtungsebene stellt die Mikroebene dar. Faser und Matrix des FKV sind getrennt voneinander aufgelöst [14]. Zur schichtweisen Betrachtung auf der so genannten Mesoebene werden Faser und Matrix in ein homogenes, anisotropes Kontinuum überführt [51]. Auf der Makroebene werden, zusätzlich zu Faser und Matrix, auch die einzelnen Schichten in ein homogenes Kontinuum überführt [50]. Die drei Betrachtungsebenen sind in Abbildung 2.9 dargestellt. Für die Durchführung einer Festigkeitsanalyse an FKV hat sich die Mesoebenen als



**Abbildung 2.9.:** Aufbau und Modellierungsansätze eines multidirektionalen Laminats

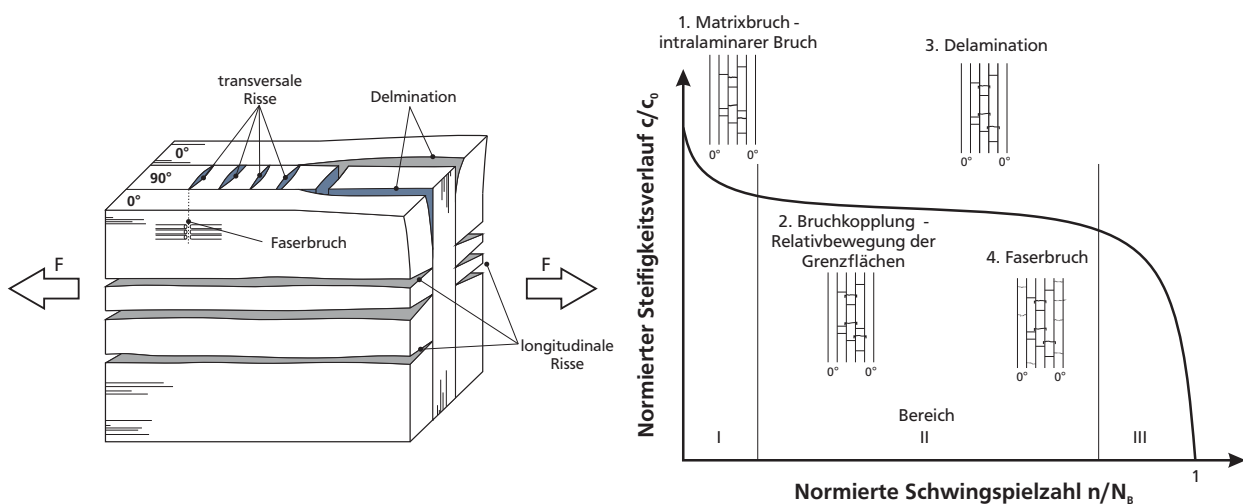
vorteilhaft in Bezug auf den Berechnungsaufwand herausgestellt. Insbesondere bei großflächigen Strukturen erzeugt die Mikrobetrachtungsebene einen hohen Modellierungs- und Berechnungsaufwand [50].

Unterschiedlichste Schädigungsmechanismen können in Faserverbundaufbauten beobachtet werden, welche in Änderungen der mechanischen Eigenschaften des Werkstoffes resultieren können. Dies wird unter anderem durch ihren meist heterogenen Aufbau, die unterschiedlichen Eigenschaften der Komponenten, die Vielzahl an Grenzflächen sowie durch das orthotrope Materialverhalten bedingt. Nach TALREJA et al. sind dabei die am häufigsten beobachtbaren Mechanismen [14]:

- **Faserablösung:** adhäsives Versagen in der Grenzfläche zwischen Faser und Matrix. Dies resultiert aus der Überschreitung der ertragbaren Zugspannung senkrecht zur Faser.

- **Zwischenfaser- / intralaminarer Bruch:** Trennung einer Einzelschicht parallel zur Faserorientierung durch die gesamte Schichtdicke. Je nach Spannungszustand können verschiedene Bruchmoden beobachtet werden, siehe Abbildung 2.5 [52].
- **Relativbewegung der Grenzflächen:** Matrix und Faser bewegen sich an deren Grenzfläche relativ zueinander. Dies kann (bei adhäsiver Verbindung von Faser und Matrix) in einem Laminat unter Druckbelastung bei vorhergehender Faserablösung auftreten. Sind Faser und Matrix durch eine Kontaktspannung miteinander verbunden, kann eine thermische Belastung des Materials Relativbewegungen hervorrufen.
- **Delamination / interlaminarer Bruch:** Trennung zweier Einzelschichten resultierend aus dem Versagen der Matrix in der Grenzschicht zweier aneinander liegender Schichten [52].
- **Faserbruch:** Bruch von Fasern bedingt zur Längszugspannungen die, die zulässige Zugspannung der einzelnen Faser überschreiten. Die Belastung wird über das Matrixmaterial an Fasern in der Nähe des Bruchs übertragen. Dies sind die nächsten potentiellen Faserbruchstellen.
- **Faserknicken:** lokale Instabilität der Einzelschicht unter Druckbeanspruchung. Ab einer bestimmten Längsdruckspannung reicht die elastische Stützwirkung des Matrixmaterials nicht mehr aus.
- **Partikelspaltung:** Bruch des verstärkenden Materials bei geringer aufgebrachtter Verschiebung. Dies tritt meist bei sehr spröden, zur Verstärkung eingesetzten Materialien in Verbindung mit einer hochfesten, duktilen Matrix auf.
- **Wachstum von Fehlstellen:** durch den Fertigungsprozess vorhandene Fehlstellen im Material vergrößern sich unter der Belastung im Betrieb.

In Abbildung 2.10 a) sind ausgewählte Versagensmodi in einem  $[0^\circ/90^\circ/0^\circ]$  Laminataufbau dargestellt. Mit zunehmender Schädigung des Materials kann eine Abnahme der Steifigkeit beobachtet werden, siehe Abbildung 2.10 b). Für eine in axialer Richtung belasteten Probe aus unidirektionalen



(a) Versagensmechanismen in einem multidirektionalen  $0^\circ/90^\circ/0^\circ$  Laminataufbau [53]

(b) Schematischer Steifigkeitsverlauf und die zugehörigen Schädigungsmechanismen eines unidirektionalen Laminats in Anlehnung an [14, 54]

**Abbildung 2.10.:** Unterschiedliche Versagensmodi bei Faser-Kunststoff-Verbunden

lem Laminat können typischerweise drei Bereiche der Steifigkeitsänderung beobachtet werden. In **Bereich I** tritt eine zügige Steifigkeitsreduktion im Bereich  $\Delta c/c_0 \approx 2\%$  bis  $5\%$  auf. **Bereich II** ist gekennzeichnet durch einen annähernd linearen Steifigkeitsabfall im Bereich  $\Delta c/c_0 \approx 1\%$  bis  $5\%$ .

In **Bereich III** versagt die Probe plötzlich [55, 56]. Dieses Verhalten kann lediglich für eine Probe unter zugschwellender Belastung ( $R = 0.1$ ) beobachtet werden. Unter druckschwellender Belastung  $R = -\infty$  kann lediglich eine marginale Steifigkeitsänderung beobachtet werden [57, 58].

### Ausgewählte Bewertungskonzepte

Die zur Betriebsfestigkeitsbewertung von kohlefaserverstärktem Kunststoff angewendeten Konzepte können grundlegend in konventionelle Bewertungsansätze, phänomenologische Modelle zur Beschreibung von Restfestigkeit und/oder -steifigkeit sowie progressive Schädigungsmodelle unterschieden werden [59].

**Konventionelle Modelle** ziehen zur Bewertung der Betriebsfestigkeit von Laminaten Wöhlerlinien oder Goodman-Diagramme heran, um daraus ein Versagenskriterium abzuleiten. Eine Schadensakkumulation wird dabei in den seltensten Fällen durchgeführt. Häufig wird mittels statischen Versagenskriterien lediglich eine Schwingfestigkeit für die resultierende Beanspruchung angegeben [59]. Aufgrund der Komplexität des Versagensvorganges von Laminataufbauten ist die Angabe eines Versagensmodus nicht mit jedem Versagenskriterium möglich. Ein Beispiel für ein nicht-differenzierendes Versagenskriterium ist das Tsai-Hill-Kriterium. Dieses beschreibt einen Bruchkörper im Spannungsraum unter Berücksichtigung von anisotropen Materialeigenschaften mit den Hauptspannungen  $\sigma_{11}$  und  $\sigma_{22}$  sowie der Versagensspannung unter Längszug bzw. -druck  $S_{11}$  und Querkzug bzw. -druck  $S_{22}$ , siehe Formel (2.16) [60].

$$\frac{\sigma_{11}^2}{S_{11}^2} - \frac{\sigma_{11}\sigma_{22}}{S_{11}^2} + \frac{\sigma_{22}^2}{S_{22}^2} + \frac{\sigma_{12}^2}{S_{12}^2} \geq 1 \quad (2.16)$$

Ein Beispiel für ein Kriterium, welches Faserbruch und Zwischenfaserbruch differenziert betrachtet, ist das Versagenskriterium nach PUCK [52]. Details bezüglich dessen Formulierung und Anwendung in der Praxis werden in einschlägiger Literatur ausführlich diskutiert [50, 59, 61]. Ein Nachteil bei der Nutzung von konventionellen Modellen ist die benötigte Menge an experimentellen Daten für jeden Materialtyp, möglichen Materialaufbauten sowie der Belastungsrichtung. Zusätzlich sind diese Modelle nur bedingt auf mehraxiale Probleme erweiterbar [59].

**Phänomenologische Modelle** zur Beschreibung von Restfestigkeit und/oder -steifigkeit beschreiben den Schädigungsfortschritt auf Basis der Änderungen von makroskopisch beobachtbaren Werkstoffeigenschaften (z. B. Steifigkeit) über deren Lebensdauer. Bei einer Vielzahl von Verbindungselementen und Materialien kann ein progressiver Schädigungsverlauf beobachtet werden. Zur Beschreibung dieses Verlaufs bietet sich ein Modell unter Verwendung einer kontinuierlichen Schädigungsvariable an [55]. Zur Beschreibung des Steifigkeitsverlustes wird der Schädigungsparameter  $D$  (siehe Gleichung (2.17)) herangezogen [5].  $D = 0$  beschreibt den Zustand eines ungeschädigten Materials mit dem E-Modul  $E_0$ , wohingegen das Material bei  $D = 1$  jegliche strukturelle Integrität verloren hat.  $E$  beschreibt den aktuellen E-Modul des betrachteten Materials im Bereich  $0 > D > 1$  mit der äquivalenten Dehnung  $\tilde{\epsilon}$ .

$$D = 1 - \frac{E}{E_0} \quad (2.17)$$

Auf diesen Überlegungen basiert das Konzept der Dehnungsäquivalenz. Dies sagt aus, dass ein Inkrement eines geschädigten Materials unter der Nennspannung  $\sigma$  die gleiche Dehnung aufweist, wie ein vergleichbares, ungeschädigtes Inkrement unter der Effektivspannung  $\tilde{\sigma}$  [62]. Veranschaulicht wird dieses Prinzip in Abbildung 2.11. Zur Abbildung des Steifigkeitsverhaltens von gewebeverstärkten

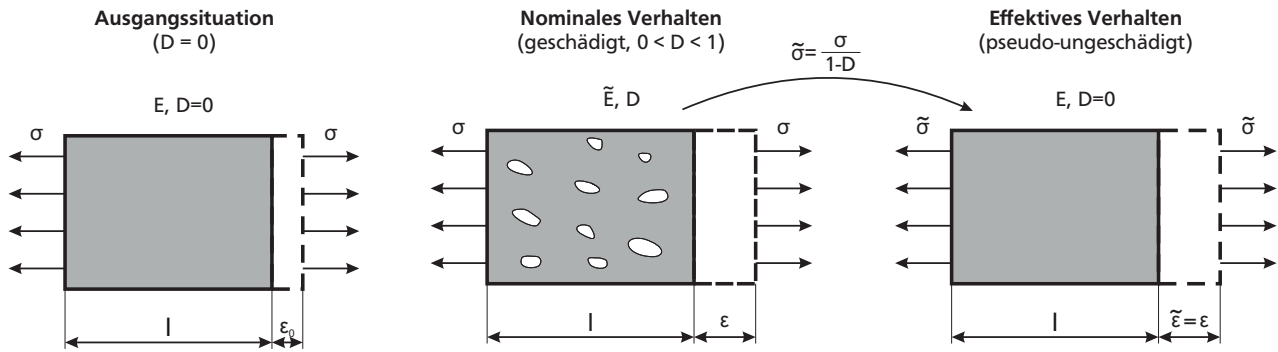


Abbildung 2.11.: 1-D Konzept der äquivalenten Dehnung nach [63]

Laminaten wurde von VAN PAEPEGEM ein phänomenologisches Modell  $\frac{dD}{dN}$ , abhängig des vorliegenden Beanspruchungszustandes, entwickelt, siehe Formel (2.18). Die Länge und der Gradient der drei Bereiche der Steifigkeitsdegradation aus Abbildung 2.10 b) wird darin durch die Materialparameter  $c_1$ - $c_5$  bestimmt [5]. Die Parameter  $c_1$  und  $c_2$  beschreiben die Phase des Beginns der Schädigung (Bereich I). Mit Zunahme des Schädigungsparameters  $D$  verliert der erste Term jedoch an Bedeutung. Die Materialparameter  $c_3$ - $c_5$  beschreiben den Schädigungsfortschritt, wobei  $c_3$  maßgeblich die Neigung des Bereichs II bestimmt [5]. Der sogenannte Betriebsfestigkeits-Versagensindex  $\Sigma(\sigma, D)$  wird aus einem, um die Effektivspannung erweitertem, Tsai-Wu Kriterium abgeleitet, siehe Formel (2.19). Die Materialparameter  $X_T$  und  $X_C$  beschreiben die Beanspruchung bei quasi-statischem Versagen unter Zug-(T) oder Druckbelastung (C) des Laminats [5, 60].

$$\frac{dD}{dN} = \begin{cases} c_1 \cdot \Sigma \cdot e^{(-c_2 \frac{D}{\sqrt{\Sigma}})} + c_3 \cdot D \cdot \Sigma^2 \cdot [1 + e^{c_5(\Sigma - c_4)}] & \text{für } \sigma \geq 0 \\ c_1 \cdot \Sigma \cdot e^{(-c_2 \frac{D}{\sqrt{\Sigma}})} + c_3 \cdot D \cdot \Sigma^2 \cdot [1 + e^{\frac{c_5}{3}(\Sigma - c_4)}] & \text{für } \sigma < 0 \end{cases} \quad (2.18)$$

$$\text{mit} \quad \Sigma(\sigma, D) = \frac{E_0 \varepsilon}{X} \begin{cases} X = X_T & \text{für } \sigma \geq 0 \\ X = -|X_C| & \text{für } \sigma < 0 \end{cases} \quad (2.19)$$

Phänomenologische Modelle zur Beschreibung der Restfestigkeit eines Laminats können in *sudden-death*- und *wear-out*-Modelle unterteilt werden [6]. Sudden-death-Modelle werden insbesondere bei hochbeanspruchten Komponenten im Bereich der Kurzzeitfestigkeit eingesetzt. Dabei ist erst kurz vor Versagen der Probe eine Änderung der Materialeigenschaften festzustellen [6]. Wear-out-Modelle werden im Bereich der Zeitfestigkeit eingesetzt und beschreiben die Abnahme der residuellen Festigkeit über der Lebensdauer. Im wear-out-Modell nach HALPIN et al. wird die Restfestigkeit  $r(n)$  durch ein Potenzgesetz in Abhängigkeit der Schwingspielzahl  $n$ , einer Funktion der maximalen Spannung  $A(\sigma)$  und einer Konstanten  $m$  angenähert (unter Annahme einer stetig monoton fallenden Restfestigkeit) [64].

$$\frac{dr(n)}{dn} = \frac{-A(\sigma)}{m [R(n)]^{m-1}} \quad (2.20)$$

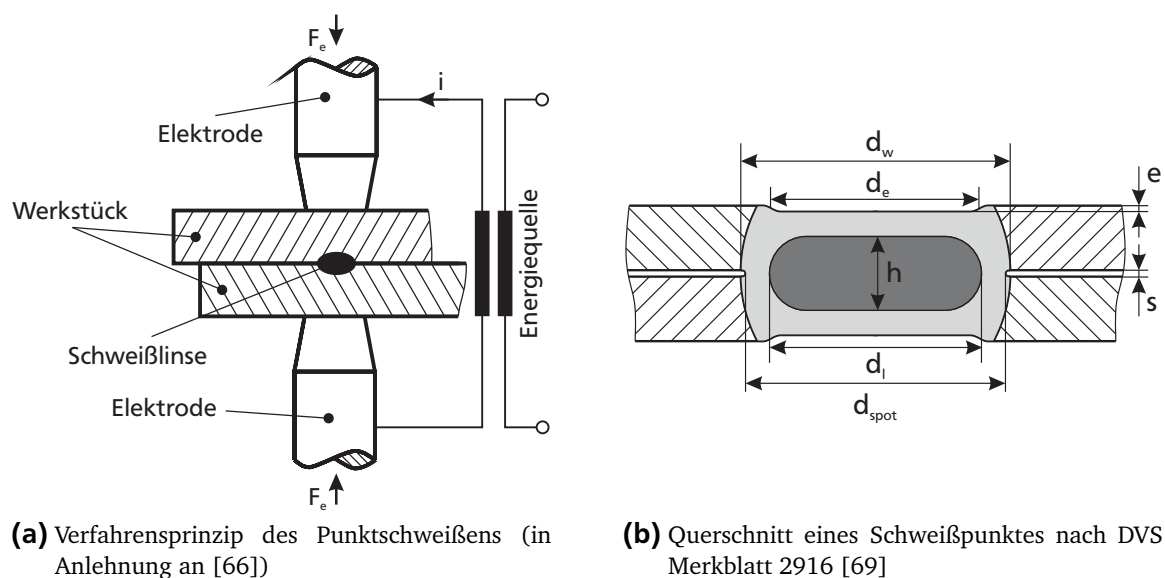
Neben den eingeführten konventionellen und phänomenologischen Modellen, können auch **progressive Schädigungsmodelle** zur Betriebsfestigkeitsbewertung von kohlefaserverstärktem Kunststoff eingesetzt werden. Diese unterscheiden sich zu den eingeführten Modellen durch die Erweiterung von einer oder mehreren ausgewählten Schädigungsvariablen, welche die physikalischen Mechanismen des Schadensfortschritts (in teilweise stark vereinfachender Form) abbilden. Diese Art der Modellierung kann zusätzlich nach Modellen zur Berechnung von residuellen Materialeigenschaften



und Modellen zur Berechnung des Schädigungszuwachses unterschieden werden [59]. Die Rissinitiierungsphase, welche mitunter den größten Teil der Lebensdauer ausmachen kann, wird durch die Bruchmechanik jedoch nicht beschrieben und kann dementsprechend auch nur eingeschränkt in progressiven Schädigungsmodellen abgebildet werden [65].

### 2.3.2 Widerstandspunktschweißen

Beim Widerstandspunktschweißen wird die stoffschlüssige Verbindung der Werkstücke konduktiv, d.h. durch die Erwärmung der Schweißzone aufgrund des Widerstands gegen einen durchfließenden Strom  $i$ , erzeugt [66–68]. Abbildung 2.12 a) zeigt eine Prinzipskizze des Schweißverfahrens und der dafür benötigten Elemente. Die Schweißelektroden, Kontaktflächen und Werkstücke können dabei als eine Reihenschaltung von Widerständen betrachtet werden. Die Schweißbedingungen sind so zu steuern, dass an der gewünschten Verbindungsstelle die größte Wärmemenge erzeugt wird. Gleichzeitig wird während des Stromdurchflusses die sogenannte Elektrodenkraft  $F_e$  auf die Werkstücke aufgebracht [66]. Die so erzeugte Schweißlinse verbindet die Werkstücke miteinander. Der Soll-Querschnitt der Schweißlinse sowie die dazugehörigen Abmessungen sind in Abbildung 2.12 b) dargestellt [69]. Umgeben ist die Schweißlinse von der Wärmeinflusszone (WZ), welche ein durch die thermische Einwirkung verändertes Gefüge aufweist. In der Automobilindustrie wird das Wider-



**Abbildung 2.12.:** Fügeprozess und geometrische Größen der Verbindung beim Punktschweißen

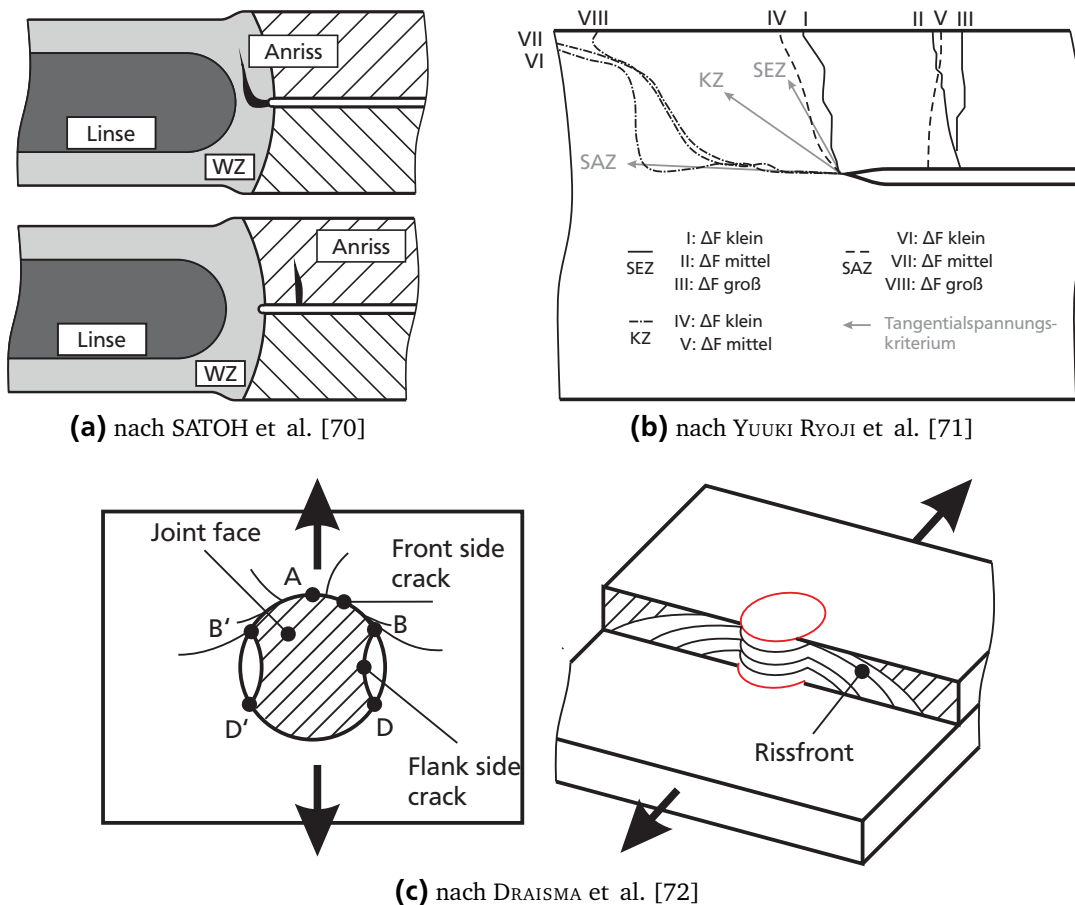
standpunktschweißen typischerweise zur Verbindung von Stahlblechen eingesetzt. Prinzipiell kann das Verfahren jedoch auch für Aluminium-, Magnesium- oder Multimaterialverbindungen eingesetzt werden. Letztere sind Gegenstand aktueller Forschungsfragen.

### Versagensmechanismen

Theoretische, experimentelle und numerische Untersuchungen zum Schwingfestigkeitsverhalten von punktgeschweißten Verbindungen dünner Bleche sind Gegenstand der Forschung seit über 35 Jahren [39]. Die numerische Bewertung von punktgeschweißten Strukturen beinhaltet, verglichen zur Bewertung nicht geschweißter Bauteile, einige Herausforderungen. Diese lassen sich im Wesentlichen in vier Aspekten zusammenfassen [39]:

- unterschiedliche Werkstoffzustände und deren Materialeigenschaften innerhalb der Verbindung (Grundmaterial (GM), Schweißlinse oder Wärmeeinflusszone)
- Überlagerung des Beanspruchungszustandes mit residuellen Schweißseignspannungen aus dem Fertigungsprozess
- unbekannte Mikro-Geometrie am Rand des Schweißpunktes
- unbekannte Lage des Anrisses und des anschließenden Risswachstums

Insbesondere der letzte Punkt ist stark vom lokalen Beanspruchungszustand und der -höhe abhängig. SATOH et al. identifizieren zwei unterschiedliche potentielle Anrissorte, dargestellt in 2.13 (a). Die Untersuchung wurde an zugschwellend belasteten Scherzugproben durchgeführt. Im Falle einer sehr niedrigen Beanspruchung (im Bereich der Zeit- bzw. (fiktive) Dauerfestigkeit) beginnt der Riss im Kerbgrund des Schweißpunktes und wächst weiter durch die Wärmeeinflusszone. Bei sehr hoher Beanspruchung (im Bereich der Kurzzeitfestigkeit) beginnt der Riss im Grundmaterial außerhalb der Kerbe und wächst durch eben dieses weiter [70].



**Abbildung 2.13.:** Rissbeginn und -fortschritt für unterschiedliche Belastungsrichtungen und -höhen, teilweise unter Berücksichtigung der Wärmeeinflusszone (WZ)

Die von DRAISMA et al. durchgeführten Untersuchungen unter Scherzugbelastung wurden ohne explizite Berücksichtigung der Wärmeeinflusszone durchgeführt. Die Versagensmechanismen Platten- und Linsenbruch werden, abhängig des Schweißpunktdurchmessers  $d_{\text{spot}}$ , beobachtet. Als Anrissort wurde bei beiden Versagensmechanismen der Rand des Schweißpunktes, Punkt A in Abbildung 2.13 (c), identifiziert. Der Riss setzt sich durch die reduzierte Kraftübertragung im Punkt A an der Seite des Schweißpunktes (Punkte B und D) durch das Grundmaterial oder die Linse des Schweiß-



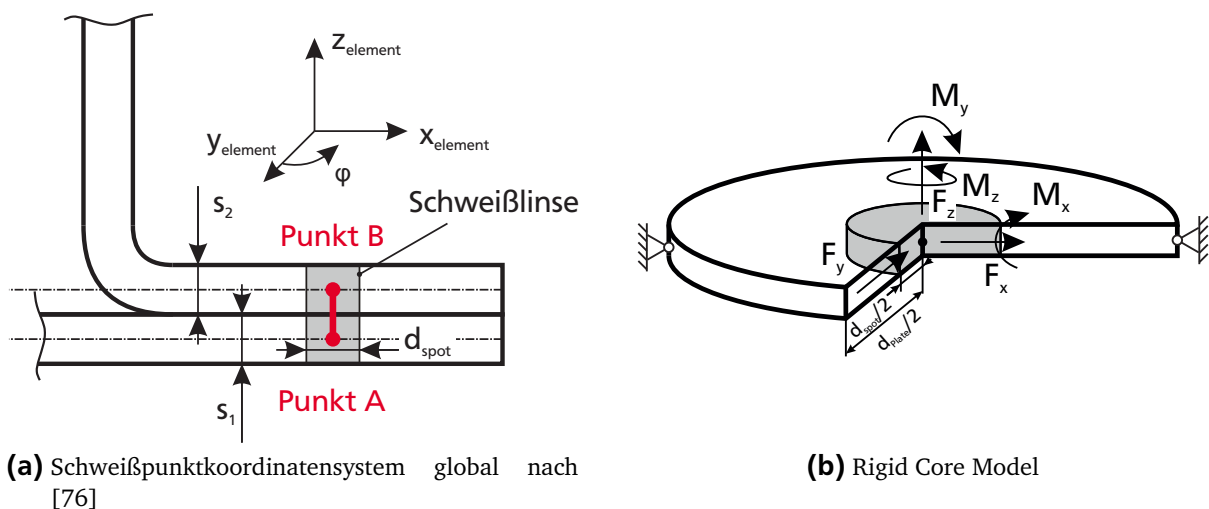
punktes fort, in Abhängigkeit von  $d_{\text{spot}}$ . Bei großen Schweißpunktdurchmesser treten Plattenbrüche mit Lebensdauern auf, welche unabhängig von  $d_{\text{spot}}$  sind [72]. Bedingt durch den Kerbeffekt des Schweißpunkts ist die anrissfreie Phase sehr kurz (lediglich ca. 1% der Lebensdauer) verglichen zur Rissfortschrittsphase [38, 72].

In Abbildung 2.13 (b) sind experimentelle Untersuchungen zum Risseinleitung und -fortschritt von YUUKI RYOJI et al. dargestellt. Diese wurden bei unterschiedlichen Probentypen (SEZ: Scherzug, SAZ: Schälzug und KZ: Kopfzug) und Belastungshöhen erhoben. Zusätzlich sind die nach dem *tangential stress criterion* berechneten Richtungen des Rissfortschritts eingezeichnet [71].

## Ausgewählte Bewertungskonzepte

Nach SEEGER et al. können die Bewertungskonzepte für die Ermüdungsfestigkeit von Punktschweißverbindungen in bauteil- und werkstoffbasierte Konzepte unterschieden werden. Bauteilbasierte Konzepte greifen zur Bestimmung von Wöhlerlinien auf Versuche an Bauteilen oder bauteilähnlichen Proben zurück. Bei der Anwendung von werkstoffbasierten Konzepten wird die relevante Bauteilwöhlerlinie aus den Wöhlerlinien des Werkstoffs oder Rissfortschrittsgesetzen berechnet. Verglichen zum bauteilbasierten Konzept kann der experimentelle Aufwand zur Bestimmung der ermüdungsfestigkeitsrelevanten Parameter deutlich reduziert werden [39].

Als Vertreter eines globalen, bauteilbasierten Konzeptes sind im Wesentlichen das bereits eingeführte Nennspannungs- oder Strukturspannungskonzept anzuführen. In der Automobilindustrie findet meist das Strukturspannungskonzept Anwendung [39]. Im Strukturspannungskonzept nach RUPP et al. oder RADAJ et al. wird zur Betriebsfestigkeitsbewertung der Spannungszustand um den Schweißpunkt oder in der Schweißlinse selbst (je nach Versagensmechanismus) näherungsweise aus der Beanspruchung des Schweißpunkts berechnet [38]. Der Schweißpunkt wird dabei als zylindrischer Starrkörper in einer fest eingespannten Platte modelliert, siehe Abb. 2.14 b). Die Spannungsverteilung einer zylindrischen Platte unter Belastung eines Starrkörpers im Mittelpunkt der Platte kann analytisch bestimmt werden [75]. Unter der Annahme  $d_{\text{plate}}/d_{\text{spot}} \geq 10$  ergibt sich die Ver-



**Abbildung 2.14.:** Koordinatensystem und Schnittkräfte eines idealisierten Schweißpunktmodells

gleichsspannung im jeweiligen Blech einer Zweiblechverbindung ( $\sigma_{v1}$  und  $\sigma_{v2}$ ) nach den Formeln (2.21)-(2.27) (bei Versagen im Grundmaterial).

$$\sigma_{v1}(\varphi) = \sigma_{\max}(F_{x1})\cos(\varphi) + \sigma_{\max}(F_{y1})\sin(\varphi) - \sigma(F_{z1}) - \sigma_{\max}(M_{x1})\sin(\varphi) + \sigma_{\max}(M_{y1})\cos(\varphi) \quad (2.21)$$

$$\sigma_{v2}(\varphi) = \sigma_{\max}(F_{x2})\cos(\varphi) + \sigma_{\max}(F_{y2})\sin(\varphi) + \sigma(F_{z2}) + \sigma_{\max}(M_{x2})\sin(\varphi) - \sigma_{\max}(M_{y2})\cos(\varphi) \quad (2.22)$$

$$\text{mit} \quad \sigma_{\max}(F_{xi}) = \frac{F_{xi}}{\pi \cdot d \cdot s} \quad (2.23)$$

$$\sigma_{\max}(F_{yi}) = \frac{F_{yi}}{\pi \cdot d \cdot s} \quad (2.24)$$

$$\sigma(F_{zi}) = \begin{cases} 1.744 \cdot K_i(F_{zi}/s_i^2) & \text{für } F_{zi} < 0 \\ 0 & \text{für } F_{zi} \geq 0 \end{cases} \quad (2.25)$$

$$\sigma_{\max}(M_{xi}) = 1.872 \cdot K_i \frac{M_{xi}}{d \cdot s_i^2} \quad (2.26)$$

$$\sigma_{\max}(M_{yi}) = 1.872 \cdot K_i \frac{M_{yi}}{d \cdot s_i^2} \quad (2.27)$$

Bei Versagen in der Schweißlinse muss deren Spannungszustand bewertet werden. Hierzu wird der Normalspannungsanteil in Achsrichtung und Schubspannungsanteil in der Fügeebene eines auf Zug, Scherung und Biegung belasteten Balkens berechnet [73].

Eine entscheidende Einschränkung von bauteilbasierten, globalen Konzepten ist die Nichterfassung von lokalen Beanspruchungen (z.B. Kerbbeanspruchung) an potentiell versagenskritischen Orten [39]. Lokale Konzepte berücksichtigen diese Effekte, erfordern jedoch in der Regel einen erhöhten Modellierungsaufwand. Als Beispiele für lokale, bauteilbasierte Konzepte sind das Kerbspannungskonzept oder der äquivalente Spannungstensor zu nennen [39]. In beiden Fällen wird die Kerbwirkung am Schweißpunkt erfasst.

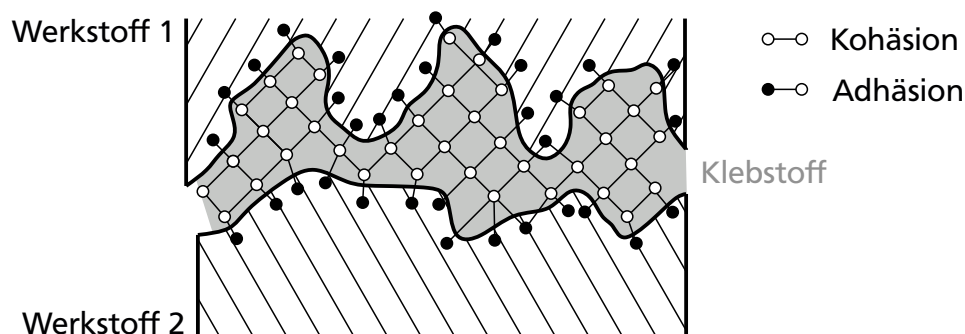
Werkstoffbasierte Konzepte beschreiben den Ausgangszustand der Beanspruchung sowie dessen Schädigung und möglichen Rissfortschritt, basierend auf Bauteilgeometrien und -belastungen. Anwendung findet dabei das Kerbdehnungs- bzw. Rissfortschrittkonzept oder eine Kombination aus beiden Konzepten. Diese Konzepte sind prinzipiell in der Lage die Nachteile von bauteilbasierten Konzepten zu überwinden, erfordern aber (ebenso wie die lokalen, bauteilbasierten Konzepte) einen erhöhten Modellierungs- und Berechnungsaufwand sowie zusätzliche Werkstoffdaten. Aus diesen Gründen finden werkstoffbasierte Konzepte allenfalls in Spezialfällen Anwendung in der Fahrzeugentwicklung [39].

### 2.3.3 Strukturklebverbindungen

Kleben bezeichnet das Verbinden von Fügeteilen über Adhäsion (Oberflächenhaftung) und Kohäsion (innere Festigkeit) mit einem nichtmetallischen Bindemittel (Klebstoff) [77]. Eine Klassifizierung des Klebstoffs kann über eine Vielzahl an Kriterien erfolgen. Die gängigsten Kriterien sind die Art des Abbinde mechanisms, der Grundwerkstoff, die Bindefestigkeit, die Verarbeitungsweise oder -temperatur, die Lieferform oder der Verwendungszweck [77–79]. Der Fokus dieser Arbeit liegt auf Klebstoffen zur Herstellung struktureller Klebverbindungen. Diese dienen der Optimierung von Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften in der Karosseriestruktur [10]. Häufig kommen im

Automobilbau warmaushärtende Einkomponenten-Klebstoffe basierend auf Epoxidharz (EP) zum Einsatz, die ihre mechanischen Eigenschaften während der Kathodischen-Tauch-Lackierung (KTL) bei  $t \approx 20$  min und  $T \approx 180^\circ$  erhalten [80]. Ebenso finden kaltaushärtende, Zweikomponenten-Polyurethanklebstoffe ihre Anwendung (insbesondere im Prototypenbau oder bei der Herstellung von Kunststoff-Metall-Verbindungen).

Abbildung 2.15 zeigt die Prinzipskizze einer Klebverbindung von zwei Werkstoffen sowie die vorliegenden Adhäsions- und Kohäsionskräfte. Adhäsion beschreibt die Anziehungskräfte an der Grenzfläche zweier Stoffe. Diese können entweder aus einer mechanischen Verzahnung der Klebschicht mit der Oberfläche oder aus zwischenmolekularen Kräften resultieren. Bei der Kohäsion, auch als innere Kräfte bekannt, handelt es sich um Anziehungskräfte zwischen Atomen und Molekülen innerhalb eines Werkstoffes [10, 79, 81].

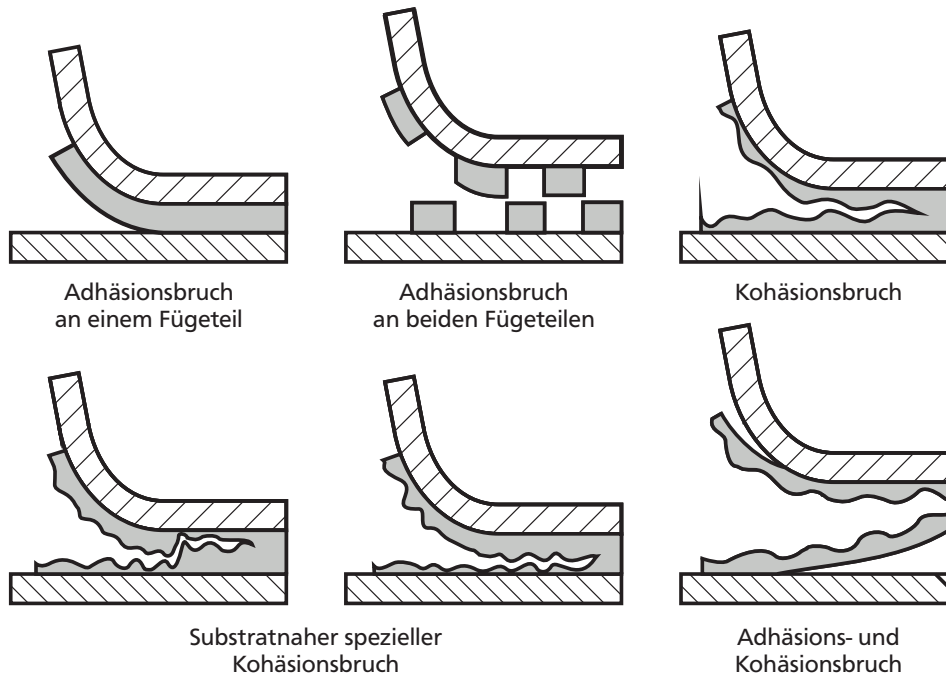


**Abbildung 2.15.:** Physikalische Kräfte in der Klebverbindung mit bearbeiteten Oberflächen der Bauteile [79]

Das Versagen einer Klebverbindung kann in die drei Fälle kohäsives, adhäsives und Füge teilversagen unterteilt werden. Für letzteres kommen die bereits etablierten Methoden der Festigkeitsanalyse des Grundwerkstoffes zum Einsatz [82].

Durch die Komplexität des Ermüdungsvorgangs kann, verglichen mit metallischen Werkstoffen und deren Phasen der Ermüdung, bei Klebverbindungen nicht eindeutig zwischen Rissinitiierung und Rissfortschritt unterschieden werden [83]. DA SILVA et al. bezeichnen den Klebstoff selbst bereits als Multi-Material System mit Füllpartikeln, Matrixmaterial und verstärkend wirkenden Partikeln. In diesem Fall kann das Versagen der Klebschicht beispielsweise durch Mikrorisse in der Matrix, Bruch der Füllpartikel oder die Ablösung der verstärkend wirkenden Partikel (ähnlich kohlefaserverstärktem Kunststoff, siehe Kapitel 2.3.1) ausgelöst werden [83]. Die nach DIN EN ISO 10365 definierten unterschiedlichen Versagensarten einer Klebverbindung sind in Abbildung 2.16 dargestellt [84]. Sie gelten unabhängig von der Art des Füge teilwerkstoffes und des eingesetzten Klebstoffes. Zusätzlich zu den bereits eingeführten Schädigungsmechanismen kann Kriechen einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf die Ermüdung von Klebverbindungen haben. Aufgrund des zeit- und gleitratenabhängigen, viskoelastischen Verhaltens des Polymerwerkstoffes kann unter schwingender Beanspruchung mit sehr niedrigen Prüffrequenzen  $f$  oder einer Mittellast  $\sigma_m$  erhöhtes Kriechen auftreten [85]. Eine Erhöhung der Prüffrequenz hat in der Regel eine Temperaturerhöhung im Klebstoff zur Folge haben. In der Literatur werden Obergrenzen der Prüffrequenz im Bereich von  $f = 10$  1/s bis zu  $f = 30$  1/s genannt [10, 65, 86].

Bei den im Fahrzeugbau eingesetzten Klebstoffen resultiert die plastische Verformung nicht aus Versetzungsbewegung wie bei metallischen Werkstoffen, sondern durch Umlagerung und Verstreckung von Molekülsegmenten. Plastische Deformation ist im Gegensatz zu den kristallinen Werkstoffen



**Abbildung 2.16.:** Unterschiedliche Versagensarten von Klebverbindungen nach [78]

deshalb auch unter einem hydrostatischen Spannungszustand möglich. Bei zeitlich veränderlicher schwingender Beanspruchung entstehen in den Klebschichten makroskopisch wie auch mikrostrukturell zyklische viskoelastische und viskoplastische Verformungen, die bei der Untersuchung und Auslegung von Klebverbindungen nicht vernachlässigt werden dürfen [65].

### Bewertungskonzepte

Polymere Klebverbindungen weisen eine plastische Kompressibilität auf [87]. Der Werkstoff verformt sich nicht nur gestaltändernd, sondern erfährt auch einen hydrostatischen Spannungszustand, welcher einen Einfluss auf das Versagen hat. Im allgemeinen kann ein beliebiger Spannungstensor  $\sigma_{ij}$  in einen Anteil der lediglich eine Volumenänderung bewirkt (hydrostatischer Spannungsanteil  $\sigma_{\text{hyd}}$ ) und einen zweiten Anteil der lediglich eine Gestaltänderung ausdrückt (deviatorischer Spannungstensor  $\sigma_{\text{dev}}$ ), siehe Formel (2.28) unterteilt werden. Der hydrostatische Spannungszustand ist invariant gegenüber Koordinatentransformation und kann somit als lineare Invariante  $J_1$  des Spannungstensors angegeben werden. [65, 87–89].

$$\sigma_{ij} = \sigma_{\text{hyd}} + \sigma_{\text{dev}} = \begin{bmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sigma_{11} - \sigma_m & \tau_{12} & \tau_{13} \\ \tau_{21} & \sigma_{22} - \sigma_m & \tau_{23} \\ \sigma_{31} & \tau_{32} & \sigma_{33} - \sigma_m \end{bmatrix} \quad (2.28)$$

**Nennspannungskonzepte** können bei der Bewertung von Klebverbindungen Anwendung finden, haben aber aufgrund ihrer stark vereinfachenden Natur in der industriellen Praxis kaum Relevanz. Die zur Lebensdaueranalyse herangezogenen lokalen Beanspruchungen basieren meist auf Spannungen aus einer Finite-Element Analyse der Klebschicht bzw. des gesamten Bauteils.

**Spannungsbasierte Konzepte** bergen allgemein bei Klebverbindungen die Schwierigkeiten, mehraxiale Spannungszustände geeignet zu beschreiben und mit auftretenden Spannungssingularitäten umzugehen [83]. Zur Bewertung eines mehraxialen Spannungszustands einer Klebschicht können

unter Anderem Vergleichsspannungshypothesen, welche typischerweise für metallische Werkstoffe verwendet werden, eingesetzt werden. Beispiel hierfür sind die Normalspannungshypothese, siehe Formel (2.29), oder die Schubspannungshypothese nach TRESCA, siehe Formel (2.30) [65]. Erstere wird typischerweise zur Beschreibung eines Sprödbruchs von metallischen Werkstoffen eingesetzt. Versagen tritt dann ein, wenn die Hauptnormalspannung einen definierten Wert überschreitet. Die Schubspannungshypothese nach Tresca findet für zähe Werkstoffe, welche unter statischer Belastung durch Fließen versagen, Anwendung.

$$\sigma_v = \sigma_{11} \quad \text{mit } \sigma_{11} > \sigma_{22} > \sigma_{33} \quad (2.29)$$

$$\sigma_v = \frac{\sigma_{11} - \sigma_{33}}{2} \quad \text{mit } \sigma_{11} > \sigma_{22} > \sigma_{33} \quad (2.30)$$

Weder die Normalspannungs- oder Schubspannungshypothese noch die Vergleichsspannung nach VON MISES (Formel (2.32)) berücksichtigen den für das Versagen der Klebschicht relevanten hydrostatischen Spannungszustand. Erst in der Vergleichsspannung nach DRUCKER et al. wird diesem Rechnung getragen, indem der Vergleichsspannung nach VON MISES  $\sigma_{vMises}$  ein linearer Term des hydrostatischen Drucks subtrahiert wird. Dadurch wird der für Polymerwerkstoffe beobachtbare Unterschied zwischen Fließspannung im Zug- und Druckversuch berücksichtigt, siehe Formel (2.31) [65, 90]. Der Parameter  $\tan \beta$  ist werkstoffabhängig und kann aus einaxialen Zugversuchen abgeleitet werden.

$$\sigma_v = \sigma_{vMises} - \tan \beta \cdot p \quad (2.31)$$

$$\text{mit } \sigma_{vMises} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2]} \quad (2.32)$$

$$p = -\frac{J_1}{3} = -\frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3} \quad (2.33)$$

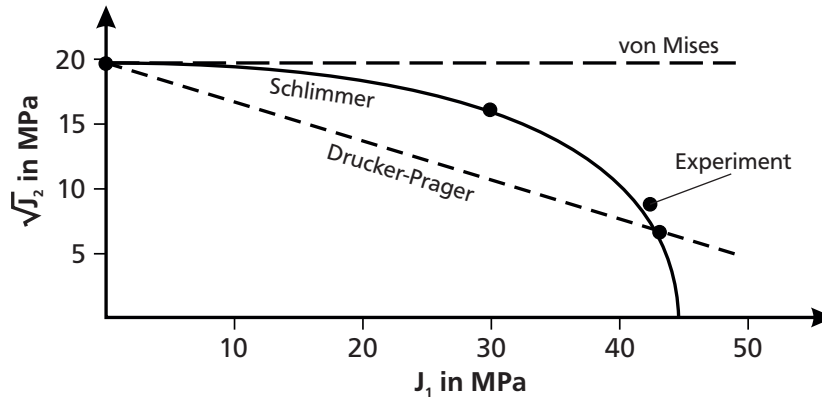
SCHLIMMER schlägt für Klebstoffe eine Invarianten-basierte Anstrengungshypothese für ratenabhängige Gesamtdeformation vor, die ebenfalls vom hydrostatischen Spannungszustand abhängig ist, siehe Formel (2.34) [91, 92]. Der hydrostatische Anteil wird dabei durch die lineare Invariante  $J_1$ , die Gestaltänderung durch die quadratische Invariante  $J'_2$  des Spannungsdeviators berücksichtigt [10].

$$\tau_v^2 = J'_2 + \frac{1}{3} b \tau_v J_1 + \frac{1 - 2\nu}{6(1 - \nu)} J_1^2 \quad (2.34)$$

$$\text{mit } J'_2 = \frac{1}{6} ((\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2) + \tau_{12}^2 + \tau_{13}^2 + \tau_{23}^2 \quad (2.35)$$

Die Versagensortkurve gibt, für den Fall des ebenen Spannungszustandes ( $\sigma_3 = 0$ ), an bei welchen Spannungs-kombinationen von  $\sigma_1$  und  $\sigma_2$  der Werkstoff zu fließen beginnt. Analog kann für die ermittelten Klebschichtfestigkeiten die Versagensortkurve ermittelt werden. Durch Auftragen der Quadratwurzel der zweiten Invariante des Spannungsdeviators über der jeweiligen ersten Invariante des Spannungstensors  $J_1$  für die untersuchten Spannungszustände ergibt sich die Invariantendarstellung der Fließ- oder Versagensortkurve, auch  $\chi$ -Diagramm genannt. Die Fließortkurve ist am Beispiel eines Epoxidharz-Klebstoffs (EP11 aus [93]) in Abbildung 2.17 dargestellt. In dieser Darstellung wird der nichtlineare Zusammenhang zwischen der ersten Invarianten des Spannungstensors und der zweiten Invarianten des Spannungsdeviators deutlich [93].

Analog zur Betriebsfestigkeitsbewertung von Faser-Kunststoff-Verbunden, können auch für Strukturklebverbindungen **phänomenologische Modelle zur Beschreibung der Restfestigkeit oder -**



**Abbildung 2.17.:** Versagensortkurven nach Schlimmer, von Mises und Drucker-Prager sowie experimentelle Ergebnisse an EP11 Klebstoff im Vergleich, aus [93]

**steifigkeit** herangezogen werden [46]. YANG et al. beschreiben die Reststeifigkeit  $E$  (abhängig der Schwingspielzahl  $n$ ) eines Werkstoffs basierend auf der Ausgangssteifigkeit  $E_0$ , der Spannung  $\sigma$  und den dazugehörigen spannungsunabhängigen Materialparametern  $a_1$ - $a_3$  und  $B$ , siehe Formel (2.36) und (2.37) [94].

$$E(n) = E_0 - E_0(d + a_2 \cdot B \cdot \sigma)n^{a_3+B \cdot \sigma} \quad (2.36)$$

$$d = a_1 + a_2 \cdot a_3 \quad (2.37)$$

WHITWORTH schlägt ein alternatives Modell mit den spannungsunabhängigen Materialparametern  $a$  und  $H$  und der spannungsabhängigen Größe  $C$  vor, siehe Formel (2.38) [95].

$$E^a\left(\frac{n}{N}\right) = E_0^a - H(E_0 - C)^a\left(\frac{n}{N}\right) \quad (2.38)$$

Nach ähnlicher Vorgehensweise kann anstelle des Steifigkeits- der Festigkeitsverlust des Werkstoffs in Abhängigkeit der Schwingspielzahl betrachtet werden.

Verschiedene Ansätze zur Beschreibung des Festigkeitsverlusts unter Belastung mit konstanten und variablen Amplituden liegen vor [83, 96, 97]. Wird der Festigkeitsverlust des Werkstoffs beschrieben, tritt Versagen dann auf, wenn die Restfestigkeit des Werkstoffes einen definierten Wert (meist die maximale Beanspruchung eines Kollektivs) unterschreitet. Ein absolutes Versagenskriterium für Modelle basierend auf der Reststeifigkeit zu definieren ist meist nicht zielführend. DA SILVA et al. schlagen ein relatives Kriterium vor. Es vergleicht die Steifigkeitsänderung über der Lebensdauer mit den maximal auftretenden Spannungen  $\sigma_a$  unter zyklischer Belastung und der statischen Festigkeit  $\sigma_{UTS}$ , siehe Formel (2.39).

$$\frac{E(N)}{E(0)} = \frac{\sigma_a}{\sigma_{UTS}} \quad (2.39)$$

Das eingeführte **Rissfortschritt-konzept** (siehe Formel (2.2)) kann auch auf Klebverbindungen angewendet werden. Infolge der Dehnungsbehinderung am Rande der Klebschicht und der daraus folgenden Komplexität der Definition der Spannungsverteilung um die Risspitze ist eine Anwendung des Spannungsintensitätsfaktors  $K$  nicht zielführend [83]. Stattdessen wird häufig die Ener-



---

giefreisetzungsrates  $G$  (die auf die Rissfläche  $A$  bezogene freigesetzte Energie  $U$ ) zur Anwendung herangezogen.

$$G = -\frac{dU}{dA} \quad (2.40)$$

Bei der Berechnung der Energiefreisetzungsrates muss die Belastungsart (Mode I-, Mode II- oder Mode III-Versagen) berücksichtigt werden [10].

---

## 2.4 Grundlage der Finite-Elemente-Methode

---

Finite-Elemente Modelle bilden die Basis für die nachfolgend abgeleiteten Modelle und Bewertungsansätze. In diesem Abschnitt werden die Grundlagen der zugehörigen Finite-Elemente-Methode eingeführt. Ebenso werden erste Modellierungs- und Lösungsansätze sowie Einschränkungen bei der numerischen Bewertung der eingeführten Werkstoffe und Verbindungsarten erläutert.

---

### 2.4.1 Methodik der Finiten-Elemente

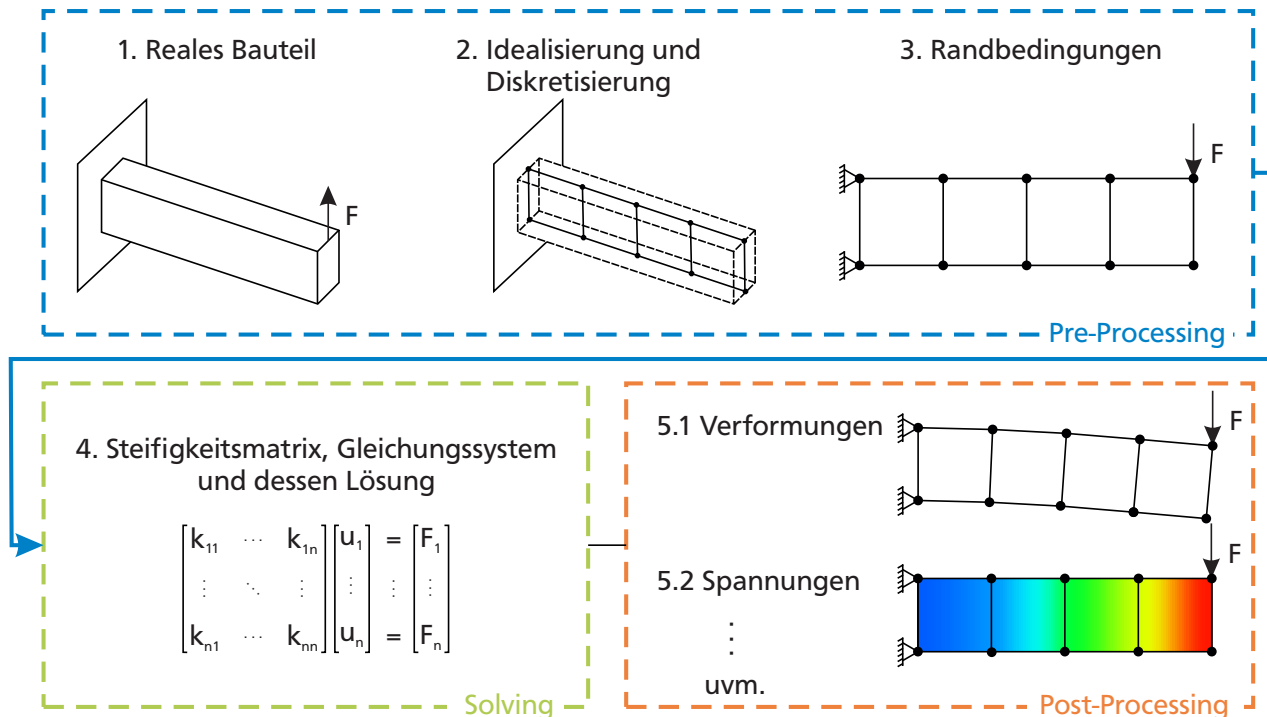
---

Die Finite-Elemente-Methode ist eines der am häufigsten eingesetzten Verfahren zur Berechnung komplexer Bauteile und Konstruktionen [98]. Der Begriff Finite-Elemente wurde erstmal von CLOUGH 1960 eingeführt [100]. Er definierte dies als die Diskretisierung eines Volumens mit einer finiten Anzahl an Elementen. Die Elemente beinhalten Ansatzfunktionen, welche bspw. die Verschiebungen, Spannungen oder Dehnungen des Elements beschreiben. Des weiteren beinhaltet jedes Element Knoten, welche eine Verbindung der einzelnen Elemente ermöglichen [99]. Beim Verbinden der Knoten sind bestimmte Randbedingungen wie z. B. Stetigkeitsbedingungen oder das Kräftegleichgewicht der inneren und äußeren Kräfte am Knoten zu beachten [101]. Anfangs lediglich für Problemstellungen der linearen Statik entwickelt, sind heute auch dynamische Vorgänge (wie bspw. eine Crash-Simulation) oder komplexe multiphysikalische Probleme abbild- und lösbar [102].

Abbildung 2.18 zeigt die einzelnen Schritte bei der Anwendung der FEM am Beispiel eines einfachen Balkens [102]. Im ersten Schritt wird das reale Bauteil idealisiert und in diskrete Elemente unterteilt. Die Idealisierung betrifft in diesem Fall im Wesentlichen die Transformation eines dreidimensionalen Problems in eine ebene Problemstellung – es wird lediglich die Mittelebene des Balkens betrachtet. Im nächsten Schritt werden die geometrischen (bspw. die Einspannung) und natürlichen (bspw. Belastung) Randbedingungen modelliert. Mit dem Aufbringen der Randbedingungen ist das Pre-Processing abgeschlossen [102]. Basis der Lösung einer quasi-statischen Problemstellung ist die Grundgleichung (2.41), mit den äußeren Belastungen  $\mathbf{F}$ , der Steifigkeit des Systems  $\mathbf{K}$  und den resultierenden Verschiebungen  $\vec{u}$ .

$$\mathbf{F} = \mathbf{K} \cdot \vec{u} \quad (2.41)$$

Die Systemsteifigkeit setzt sich aus den einzelnen Elementsteifigkeiten zusammen. Der Solving-Prozess beschäftigt sich im Wesentlichen mit der Lösung dieses Gleichungssystems [102, 103]. Aus den resultierenden Verschiebungen der einzelnen Knoten lassen sich im Nachgang Ergebnisse wie beispielsweise Spannungen oder Reaktionsgrößen berechnen und im Post-Processing auswerten und visualisieren [102]. Zur Lösung der Grundgleichung kommt häufig das Prinzip der virtuellen Arbeit (häufig auch als Prinzip der virtuellen Verschiebung bezeichnet) zum Einsatz. Bei diesem wird die äußere virtuelle Arbeit  $W_a$  als im Gleichgewicht mit der inneren virtuellen Arbeit  $\Pi_i$  betrachtet, siehe Formel (2.42) ff. (Formulierung nach LAGRANGE) [104]. Die innere virtuelle Arbeit ist die der Spannungen  $\sigma$  und Dehnungen  $\varepsilon$  geleistete Arbeit. Die äußere virtuelle Arbeit setzt sich aus der



**Abbildung 2.18.:** Schritte bei der Anwendung der FEM in Anlehnung an [102]

geleisteten Arbeit der Trägheitskräfte (erster Term) sowie der Volumenkräfte (zweiter Term) zusammen. Als Alternative zum Prinzip der virtuellen Arbeit wird unter anderem das GALERKIN-Verfahren angewandt [103].

$$\delta \Pi_i = \delta W_a \quad (2.42)$$

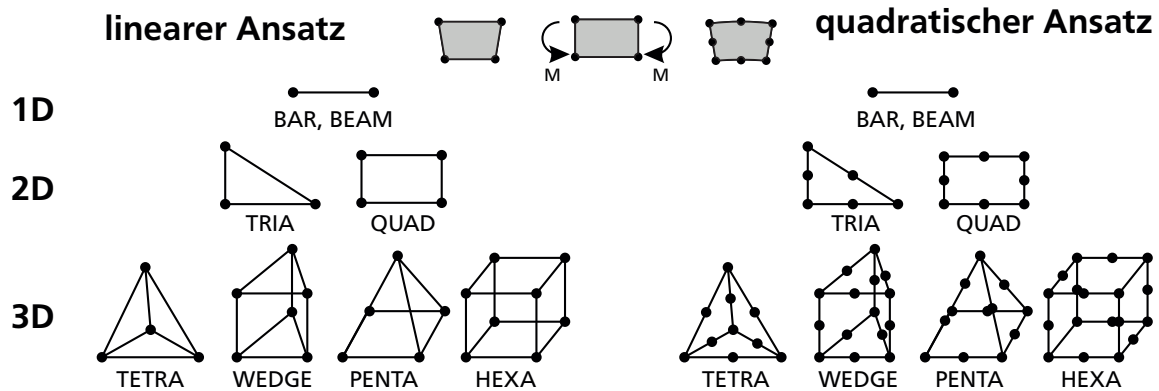
$$\int_V \sigma_{ij} \delta \varepsilon_{ij} dV = \int_V f_i^* \rho \delta u_i dV + \int_{St} \bar{t}_i^{(n)} \delta u_i dS \quad (2.43)$$

Bei der Berechnung nach dem Prinzip der virtuellen Verrückung findet eine numerische Integration über alle Elemente statt. Die Integrale werden dabei in Summen über die Anzahl der Integrationspunkte je Element überführt [101, 102, 105].

Die verwendeten Elemente in der FEM können grundlegend nach ihrer Dimension oder Ansatzfunktion unterschieden werden. Abbildung 2.19 fasst die wichtigsten Elementtypen zusammen. Dabei wird zwischen quadratischer und linearer Ansatzfunktion unterschieden. Zusätzlich zu den gezeigten Elementtypen existieren Elemente sog. *nullter Dimension* (0D) oder auch Skalarelemente. Diese bilden beispielsweise Federn oder Massen im Modell ab [102, 105].

Bei der Wahl des Elementtyps ist stets der mit der Berechnung verbundene Aufwand mit dem Gewinn an Genauigkeit der Berechnungsergebnisse abzuwägen. Zusätzlich muss eine prinzipielle Eignung des gewählten Elements für den gewählten Anwendungsfall vorliegen. So kann es beispielsweise bei vollständig integrierten QUAD-Elementen zum sogenannten *Shear locking* kommen. Dieser Effekt ruft erhöhte Steifigkeit und damit verbunden überhöhte Spannungen hervor. Zur Vermeidung dieses Effekts können Elemente mit reduzierter Integration verwendet werden. Diese unterliegen jedoch wieder eigenen numerischen Probleme wie z. B. dem *Hourglassing* [107].





**Abbildung 2.19.:** Darstellung üblicher Elementtypen in der FEM und Ansatzfunktionen in Anlehnung an [106]

## 2.4.2 FE-Modellierung ausgewählter Materialien und Verbindungen

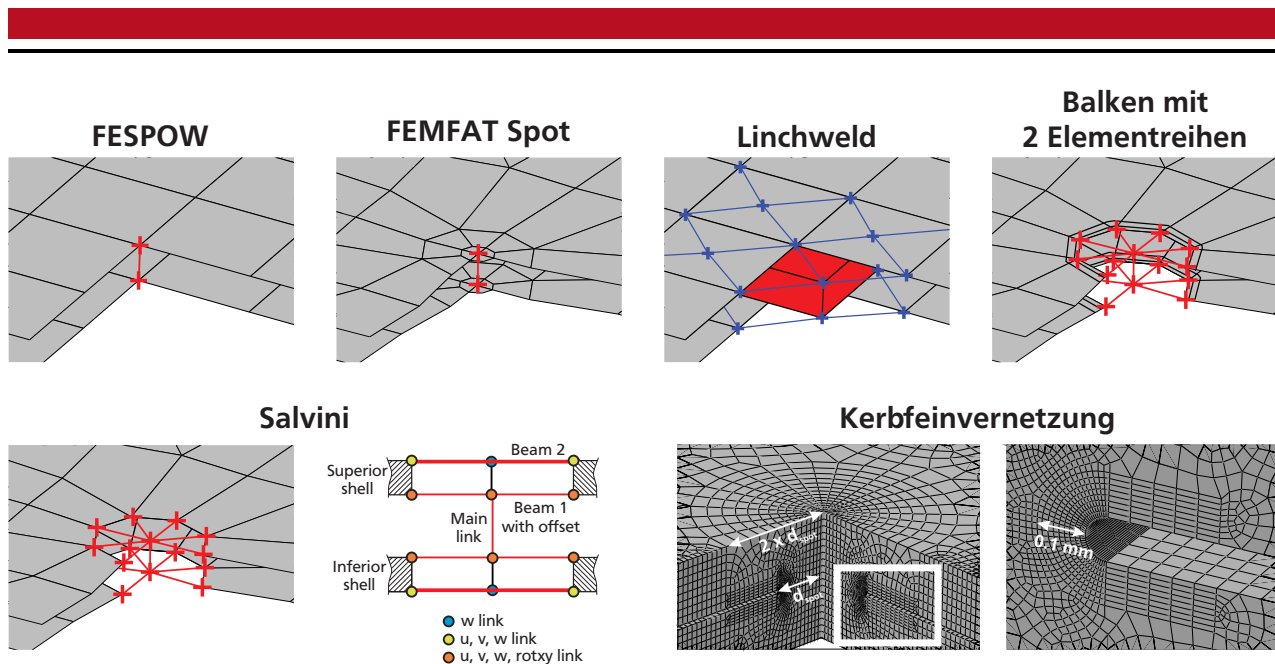
Dieser Abschnitt gibt einen kurzen Überblick, über bestehende Finite-Elemente-Modellierungsweisen sowie deren Besonderheiten für die Modellierung von Punktschweiß- sowie Strukturklebverbindungen. Für die Modellierung von Faser-Kunststoff-Verbunden wurde bereits die Meso-Ebene als geeignete Betrachtungsebene identifiziert. Weitere Besonderheiten der Modellierung von CFK beziehen sich lediglich auf den jeweiligen Solver und haben keine allgemeine Gültigkeit. Auf spezielle Besonderheiten der Modellierung in Bezug auf den verwendeten FE-Solver wird in Kapitel 4.2 hingewiesen.

### Widerstandspunktschweißen

Modelle mit unterschiedlichstem Detaillierungsgrad zur Lebensdauerbewertung von Schweißpunkten sind in der Literatur verfügbar. Die Spanne reicht von der einfachen Repräsentation eines Schweißpunktes über einen gemeinsamen Knoten, bis hin zur Solid-Kerbfeinmodellierung der Geometrie des Schweißpunktes unter Berücksichtigung der Wärmeeinflusszone [106]. Prinzipiell kann zwischen netzunabhängigen und netzabhängigen Modellierungsarten unterschieden werden. Bei ersterer dieser Art kann das bestehende FE-Netz verwendet werden und die Konnektoren werden mittels Interpolationselementen mit dem Netz verbunden. Zweitere erfordern eine Neuvernetzung des umliegenden Bereichs des Schweißpunktes, sollten keine kongruenten Netze vorliegen.

Abbildung 2.20 gibt eine Übersicht zu ausgewählten, in der Literatur behandelten Modellen. In Rot sind die Konnektoren wie z. B. Balkenelemente und in blau Interpolationselemente hervorgehoben. Die Schwierigkeit bei der Modellierung von Punktschweißverbindungen liegt in der Vereinfachung der in Kapitel 2.3.2 dargestellten lokalen Effekte bei einem gleichzeitig möglichst einfachem Modell mit nur wenigen Freiheitsgraden. Einfache Modelle wie bspw. die Linchweld-Modellierung können die Steifigkeit des Schweißpunktes unter Umständen sehr gut repräsentieren, eignen sich allerdings nur eingeschränkt Spannungsbewertung. Sehr feine Modelle berechnen die Spannungsverteilung am Schweißpunkt sehr genau. Je nach Modellierungsart wird dabei die Steifigkeit der Verbindung und somit auch der Einfluss des Schweißpunktes auf die Struktur nur ungenügend dargestellt [109].

Die Modellierung nach RUPP et al. stellt eine der einfachsten Modellierungsarten dar. Der Schweißpunkt wird durch ein Balkenelement mit dem Schweißpunktdurchmesser  $d_{\text{spot}}$  repräsentiert. Dies



**Abbildung 2.20.:** Beispiele für die FEM-Modellierung von Schweißpunkten in Anlehnung an [106, 108]

wird häufig in der Verbindung mit einer Bewertung nach dem FESPOW-Konzept (Fatigue evaluation for spot welds) eingesetzt. Durch einen um den Faktor 10 erhöhten E-Modul wird die Versteifung des Fügepunktes berücksichtigt [110]. Eine Annäherung des numerischen Verformungsverhaltens an die Realität kann durch die Anwendung des sog. *FEMFAT Spot* (Finite-Element-Method Fatigue)(teilweise auch als *Rupp-Ronde* oder *Spider-mod Modell* bezeichnet) erzielt werden [3]. Die *Linchweld*- oder auch *ACM2*-Modellierung des Schweißpunktes geht auf HEISERER et al. zurück [111]. Der Schweißpunkt wird durch einen HEXA-Element dargestellt, das mittels Interpolationselementen (meist Rigid-Boundary-Elemente vom Typ 3 (RBE3)) mit dem FE-Netz verbunden wird. Diese Modellierung wird hauptsächlich zur Bewertung des Steifigkeitsverhaltes angewandt und ist sehr sensitiv bezüglich der Gewichtung der Interpolationselemente [109]. Bei der Modellierung nach ORTH wird ein zentraler Balken mittels Interpolationselementen an zwei kreisförmig angeordnete Elementreihen gekoppelt. Die Spannungsbewertung wird dabei in der äußeren Elementreihe durchgeführt [112].

SALVINI et al. schlagen ein Schweißpunktmodell bestehend aus einem zentralen Balkenelement zur Verbindung der Bleche und pro Blech zwei Balkensets in radialer Richtung vor. Die zwei zusätzlichen Balkensets sind um einen Offset verschoben und mit unterschiedlichen Freiheitsgraden an den zentralen Balken gekoppelt (siehe Abbildung 2.20). Die äußeren Balken tragen sämtliche Normalbelastungen des Schweißpunktes, die inneren Balken reagieren lediglich auf Kräfte und Momente in der Ebene der Schweißlinse. Dies erlaubt eine einfache Bestimmung der Beanspruchung am Schweißpunkt. Dem gegenüber steht ein erhöhter Modellierungsaufwand [109, 113, 114]. Die wohl aufwändigste Modellierung eines Schweißpunktes ist die Kerbfeinvernetzung. Hierbei werden die an den Wurzelkerben vorliegenden tatsächlichen Radien im Solid-Modell durch einen Referenzradius ersetzt. Zur Betriebsfestigkeitsbewertung kann direkt die im Kerbgrund berechnete linear elastische Spannung in Verbindung mit der dazugehörigen Referenzwöhlerlinie herangezogen werden [3, 115].

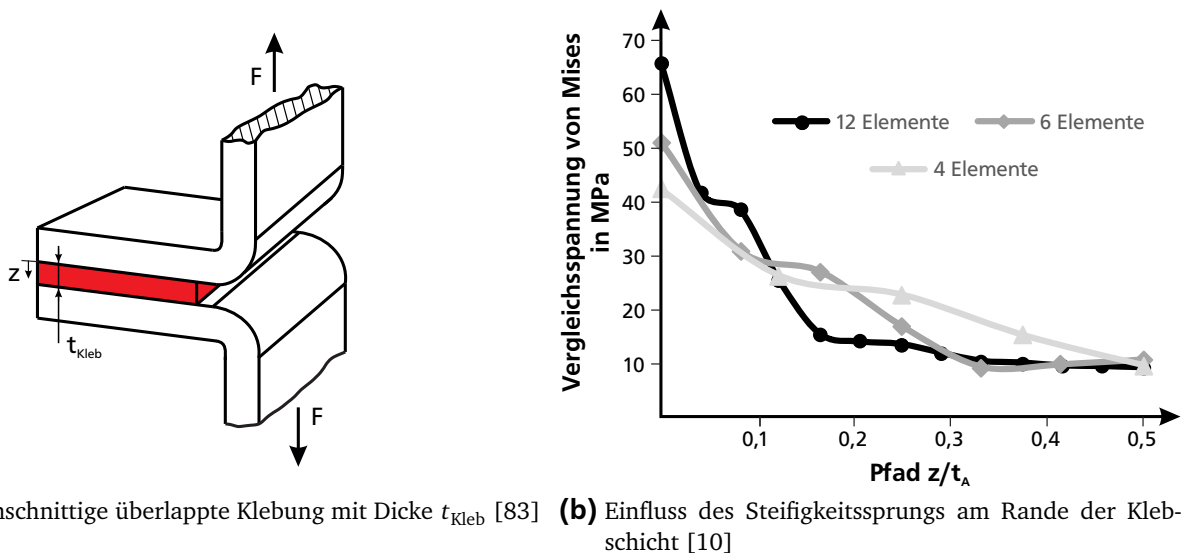
Eine weitere Möglichkeit im Solver MSC.Nastran zur Modellierung sind sogenannte *Super-Elemente*. Diese beinhalten die Steifigkeits- und Massenmatrix eines Feinmodells inklusive mathematischen Funktionen zur Berechnung von Spannungen und Dehnungen ausgewählter Knoten auf Basis der

Verschiebung der Randknoten. Sie erhalten somit die Genauigkeit eines Feinmodells bei deutlich reduziertem Modellierungs- und Berechnungsaufwand. Der Einbau eines Super-Elements an der Stelle des Schweißpunktes ist sowohl netzabhängig als auch netzunabhängig möglich [106].

## Strukturklebverbindung

Strukturklebverbindungen werden meist durch Volumenelemente im FE-Modell dargestellt. Dies ermöglicht eine realitätsnahe Abbildung der Steifigkeit. In seltenen Fällen sind auch Schalenelemente zur Repräsentation der Klebschicht denkbar. Die Elemente der Klebschicht können entweder netzabhängig über die Knoten des bestehenden FE-Modells oder netzunabhängig über Interpolationselemente (beispielsweise RBE3-Elemente) an das bestehende FE-Netz angebunden werden [10].

Da eine exakte Abbildung der Klebfugegeometrie mit vertretbarem Berechnungsaufwand nicht möglich ist, ist eine geometrische Vereinfachung bei der Modellierung erforderlich. HENNEMANN bezeichnet die Vereinfachung als *scharfe Kante* mit einem  $90^\circ$  Winkel zwischen Klebschicht und Grundmaterial [65]. Zusätzlich besteht ein hoher Steifigkeitssprung  $E_{\text{Klebstoff}}/E_{\text{Stahl}} > 1 : 50$  an der Kontaktzone beider Werkstoffe. Dadurch treten direkt an der Übergangsstelle numerische Singularitäten auf, welche in nicht konvergenten Spannungsspitzen resultieren [10, 65, 83]. Dies hat zur Folge, dass zur Spannungsbewertung nicht die maximale Spannung der direkt an den Grundwerkstoff angekoppelten Klebschichtelemente herangezogen werden kann. Mehrere Elemente über die Dicke der Klebschicht werden benötigt. Am Beispiel einer Schälzugbelastung (Abbildung 2.21 a)) zeigt SCHMIDT für einen Steifigkeitssprung  $E_{\text{Klebstoff}}/E_{\text{Stahl}} \approx 1 : 130$ , dass ab dem zweiten Element der Klebschichtdicke der Einfluss der Singularität vernachlässigt werden kann, siehe Abbildung 2.21 b). Daraus ergibt sich eine Untergrenze von vier Elementen über die Klebschichtdicke  $t_{\text{Kleb}}$ .



**Abbildung 2.21.:** Einfluss der Elementierung auf die Spannungssingularitäten aus Ergebnissen von SCHMIDT [10]

In der mittleren Ebene der Klebschicht können die Spannungen ohne Einfluss etwaiger Singularitäten ausgewertet werden [10]. Für die Elementkantenlänge  $l_E$  (bezogen auf die Elementdicke  $t_E$ ) sind in der Literatur typischerweise Werte im Bereich  $1 \cdot t_E < l_E < 1,5 \cdot t_E$  zu finden. Die Elementierung der Klebschicht ist für die Auswertung der Spannungen deutlich entscheidender als die Elementierung des verbundenen Grundwerkstoffes [10, 65, 83].



---

## 3 Experimentelle Untersuchung des Steifigkeitsverhaltens ausgewählter Proben und Strukturen

Die nachfolgend gezeigten experimentellen Untersuchungen an Proben sowie Strukturen und Subsystemen aus dem Fahrzeugkontext verdeutlichen den Einfluss des Effektes *Degradation* und erlauben die spätere Modellableitung und Parametrisierung. Der Fokus liegt auf der Erfassung lokaler und globaler Zustandsänderungen. Die zur Verfügung stehenden Messmethoden sowie die verwendeten Proben werden beschrieben, ebenso die ermittelten Versuchsergebnisse. Je Werkstoff bzw. Verbindungsart wird ein Überblick über das zyklische Verhalten sowie mögliche Ursachen und Einflussfaktoren für dessen Steifigkeitsänderung im Betrieb gegeben.

Auszüge der nachfolgend gezeigten experimentellen Untersuchungen wurden bereits publiziert in [108, 116–118].

---

### 3.1 Probengeometrien und Versuchssetup

---

Zum Verständnis der später gezeigten Versuchsergebnisse werden im folgenden Abschnitt die, für die unterschiedlichen Verbindungsarten teils kommunalen, Probengeometrien sowie Messmethoden zur Erfassung und Überwachung von lokalen und globalen Zustandsgrößen und -änderungen erläutert.

---

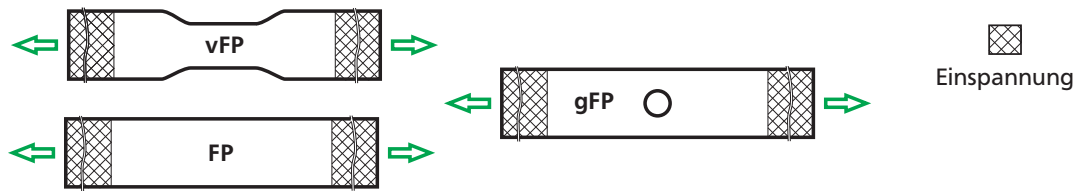
#### 3.1.1 Probengeometrie

---

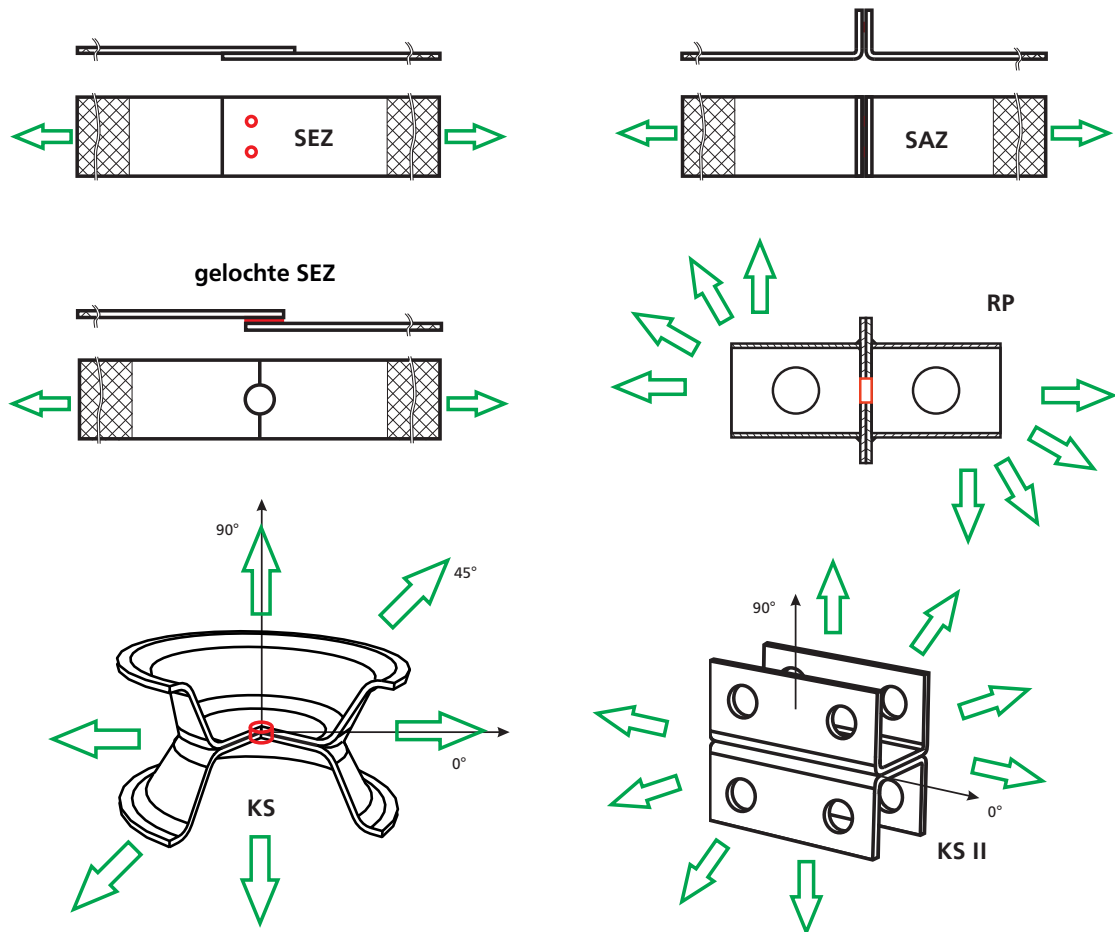
Die verwendeten Probenformen können in drei Kategorien unterteilt werden. Dies sind **Substanz- bzw. Flachproben** zur Ermittlung des Werkstoffverhaltens, **Klein- bzw. Strukturproben** zur Ermittlung des Schwingfestigkeitsverhaltens der ausgewählten Verbindungstechnik (bspw. Scherzug- oder Kopfzug-Schälzug sog. KS-Proben) und **bauteilähnliche Proben** wie z.B. die Napfprobe. Eine Zusammenfassung aller verwendeter Proben ist in Abbildung 3.1 dargestellt. Die zugehörigen Abmessungen sind in Anhang B.1 aufgeführt. Eine ausführliche Bewertung der Vor- und Nachteile der einzelnen Probengeometrien kann bspw. dem FAT Bericht 196 entnommen werden [119].

Substanz- oder Flachproben dienen zur Ermittlung des Schwingfestigkeitsverhaltens des verwendeten (Grund-)Werkstoffs. In der vorliegenden Arbeit finden diese insbesondere in der Ermittlung der Klebstoffmaterialparameter sowie zur Identifikation der Eigenschaften einzelner kohlefaserverstärkter Lagen oder eines multidirektionalen Laminataufbaus Anwendung. Je nach Material und Ziel der Untersuchung wurden die Flachproben (FP) gekerbt bzw. gelocht (gFP) oder auch verjüngt (vFP) ausgeführt. Rechteckige Substanzproben weisen in der Regel eine homogene Nennspannungsverteilung über dem betrachteten Querschnitt auf. Insbesondere bei starker plastischer Verformung ist diese Annahme jedoch nicht mehr gegeben. Gekerbte bzw. gelochte Proben werden dann eingesetzt, wenn eine Spannungsinhomogenität, resultierend aus einer Spannungsüberhöhung an der Kerbe, eingestellt werden soll.

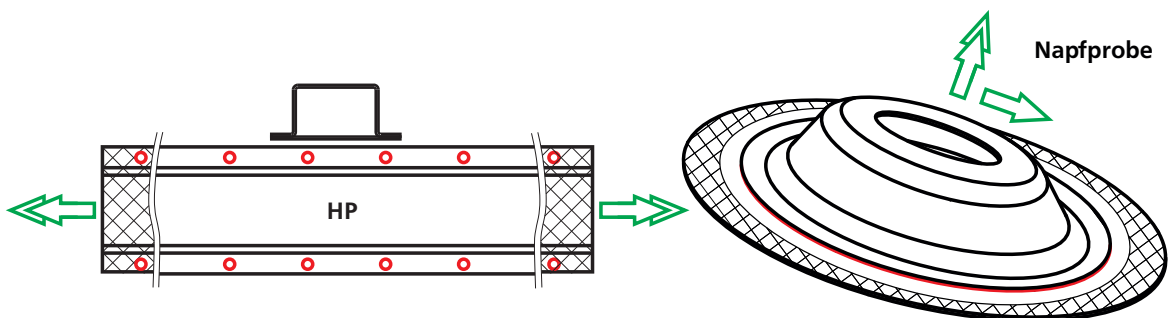
Substanz-/  
Flachproben



Klein- bzw. Strukturproben zur Prüfung  
der Verbindungstechnik



bauteilähnliche  
Proben



**Abbildung 3.1.:** Zur Untersuchung des quasi-statischen bzw. zyklischen Verhaltens von Grundmaterial und/oder unterschiedlichen Verbindungstechniken herangezogene Probentypen

---

Klein- bzw. Strukturproben zur Prüfung der Verbindungstechnik unterscheiden sich im Wesentlichen über die Anzahl der Verbindungsstellen und die dabei eingestellte Beanspruchungsart. Prinzipiell wird in die drei Belastungsarten Kopf-, Schäl- und Scherzug unterschieden bzw. eine Belastung, die sich aus einer Überlagerung von Kopf-, Schäl- und Scherzug einstellt. Bei der Rohrprobe (RP) sowie der KSI- und KSII-Probe kann durch eine Änderung der Lasteinleitungsrichtung  $\alpha$  auch die Belastungsart der Verbindungsart, bei gleichbleibender Probengeometrie geändert werden. Die Belastung unter  $\alpha = 0^\circ$  entspricht einer Scherzugbelastung, eine Krafteinleitung unter  $\alpha = 90^\circ$  resultiert in einer Kopfbelastung. Die Krafteinleitung unter  $\alpha = 45^\circ$  erzeugt eine Mischbelastung.

Bei einer konventionellen SEZ- oder SAZ-Probe ist die Änderung der Belastungsart nicht ohne weiteres möglich. Die Rohrprobe wurde zur Bestimmung der Festigkeiten von Schweißpunkten unter Kopf- und Scherzugbelastung sowie deren Kombinationen entwickelt [120]. Diese ist als Einelement-Probe konzipiert. Der Schweißpunkt verbindet zwei dünne Bleche miteinander, welche zur Aufnahme in die Prüfvorrichtung mit zwei dickwandigen Rohren aufgeschweißt werden. Die Versteifung der Probe durch die angebrachten Rohre ist bei der Wahl des Rohrdurchmessers zu beachten.

Die gelochte Scherzugprobe (SEZ) kombiniert eine einfache Scherzugprobe mit einer gekerbten Probe. Zur Prüfung von Zweiblech-Verbindungselementen wurde am Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik an der Universität Paderborn (LWF) eine Probe entwickelt, um Kopf- und Scherzugbelastungen untersuchen zu können. Als Weiterentwicklung der KS-Probe wurde die KSII-Probe (Patentschrift DE19522247B4) vorgeschlagen, welche neben punkt- und flächenförmigen für linienförmige Verbindungen geeignet ist [119].

Die verwendeten bauteilähnlichen Proben umfassen die Napf- sowie die Hutprofil-Probe (HP). Bei der Napfprobe wird ein tiefgezogener Napf über einen Klebeflansch mit einer fest eingespannten Grundplatte verbunden. Sowohl Kräfte als auch Momente können in beliebiger Richtung in den Napf eingeleitet und so ein definierter Beanspruchungszustand (Kombination aus Schäl- und Scherzug) an der hochbeanspruchten Stelle eingestellt werden (Patentanmeldung WO/2009/065378) [121]. Die Hutprofilprobe besteht aus einem ebenen Deckblech sowie einem gebogenen Hutprofil. Die Verbindung zwischen diesen beiden Blechen kann punkt-, linien- oder flächenförmig erfolgen. Mit den Belastungen Torsion und Innendruck kann eine vorwiegende Scherzug- bzw. Schälzugbelastung realisiert werden.

Neben den eingeführten Probentypen werden ebenfalls Untersuchungen an größeren Strukturen aus dem Gesamtfahrzeugkontext durchgeführt. Da hierüber keine verallgemeinernden Aussagen möglich sind, werden diese in den zugehörigen Kapiteln 3.4 und 6 vorgestellt.

---

### 3.1.2 Erfassung und Überwachung von lokalen und globalen Zustandsänderungen

---

Lokale und globale Zustandsvariablen, wie bspw. die Probensteifigkeit oder eine lokale Dehnung, können mittels unterschiedlichster Messmethoden erfasst werden. Eine grundlegende Voraussetzung ist die zerstörungsfreie Erfassung der Messgröße. Die Messmethoden können nach der Art der Aufzeichnung der Messgröße in versuchsbegleitende und versuchsunterbrechende Messungen unterteilt werden. Versuchsbegleitende Messungen, wie bspw. die Steifigkeitsmessung, Frequenzanalyse oder thermoelastische Spannungsanalyse (TSA), können ohne ein Anhalten der Prüfmaschine durchgeführt werden. Ein Beispiel für eine versuchsunterbrechende Messung ist die optische 2D-Verformungsanalyse mittels Grauwertkorrelation. Messungen mittels Dehnungs-Messstreifen (DMS) können sowohl während der zyklischen als auch bei quasi-statischen Belastungen eingesetzt werden [15].



Eine weit verbreitete Methode zur Überwachung des Zustandes einer Struktur ist die Aufzeichnung der **Probensteifigkeit**. Diese wird abhängig der aufgebrachten Belastung ermittelt:

- Zug-Druck Belastung: Die aus einem Schwingenspiel ermittelte axiale Probensteifigkeit  $c_{ax}$  eines Schwingspiels setzt sich aus der Kraftschwingbreite  $\Delta F$  und der zugehörigen Wegschwingbreite  $\Delta L$  zusammen, siehe Formel (3.1).

$$c_{ax} = \frac{\Delta F}{\Delta L} \quad (3.1)$$

- Torsionsbelastung: Zur Berechnung der rotatorischen Steifigkeit  $c_{rot}$  wird die Momentenschwingbreite  $\Delta M$  und die zugehörige Drehwinkelschwingbreite  $\Delta \varphi$  verwendet, siehe Formel (3.2).

$$c_{rot} = \frac{\Delta M}{\Delta \varphi} \quad (3.2)$$

In beiden Fällen kann die Weg- bzw. Drehschwingbreite global über den induktiven Weg- bzw. Drehwinkelsensor des zur Lasteinleitung verwendeten Hydraulikzylinders oder lokal mittels Laser-Triangulation bzw. einem clip-on Extensometer gemessen werden. Teilweise kann ein erhöhtes Rauschen der Messsignale eine Nachbereitung erfordern. Dabei bietet sich eine Glättung (bspw. über einen gleitenden Mittelwert) oder eine Approximation des Steifigkeitsverlaufs über ein Polynom an [15]. Je nach zugrundeliegendem Werkstoffverhalten kann für Zug- bzw. Druckbelastung eine unterschiedliche Steifigkeit gemessen werden, bei gleicher Kraft- oder Momentenschwingbreite.

Die **thermoelastische Spannungsanalyse** misst die Temperaturänderung eines elastisch deformierten Werkstoffes. Bei einem ideal adiabaten System ist die gemessene Temperaturdifferenz  $\Delta T$  abhängig der Änderung der Hauptspannungen ( $\Delta \sigma_1 + \Delta \sigma_2$ ) nach Formel (3.3), unter Berücksichtigung der Materialdichte  $\rho$ , der Wärmekapazität  $C_p$ , des Temperaturkoeffizienten  $\gamma$  sowie der Durchschnittstemperatur des Bauteils  $T_0$ . Die gemessene Temperaturänderung liegt meist im Milli-Kelvin-Bereich [15, 122].

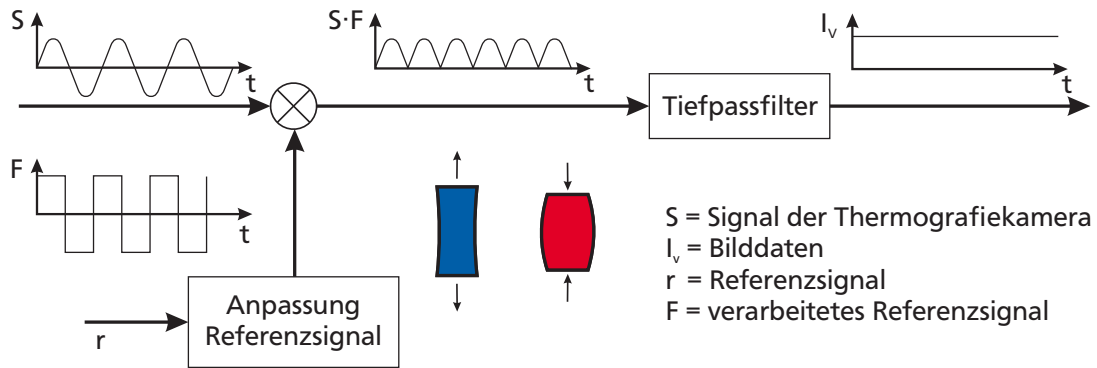
$$\Delta T = \frac{-\gamma \cdot T_0}{\rho \cdot C_p} (\Delta \sigma_1 + \Delta \sigma_2) \quad (3.3)$$

Aus der gemessenen Temperaturänderung kann so auf Spannungsänderungen geschlossen werden, welche bspw. durch einen Anriss im Material resultieren können.

Zur Messung der Infrarotstrahlung wird eine Thermographie-Kamera verwendet. Hierzu ist eine Vorbehandlung der zu betrachtenden Oberfläche notwendig, sodass eine möglichst reflektionsarme, emissionsstarke Oberfläche des Bauteils vorliegt [15]. Um Umgebungseinflüsse auf die sich ändernde Temperatur des Werkstoffes ausschließen zu können, wird die gemessene Infrarotstrahlung in einem sog. *lock-in* Verstärker mit einem Referenzsignal (bspw. Kraftanregung oder DMS-Signal) korreliert und anschließend gefiltert, siehe Abbildung 3.2 [122]. Neben der Temperaturdifferenz kann auch die Phasenverschiebung zwischen dem Signal der Thermographie-Kamera  $S$  und dem Referenzsignal  $r$  bewertet werden. Bei Versuchen mit einer H-Scherzugprobe war zu Beginn ein Anstieg, mit zunehmender Schädigung ein Abfall und kurz vor Versagen ein weiterer Anstieg der Phasenverschiebung zu beobachten [15].

Bei der Verformungsmessung mittels **digitaler Bildkorrelation (DIC)** werden von zwei Kameras, angeordnet in einem definierten Winkel, Bilder einer präparierten Probe während des Versuchs an-





**Abbildung 3.2.:** Prinzipskizze einer idealisierten thermoelastischen Spannungsanalyse in Anlehnung an [123]

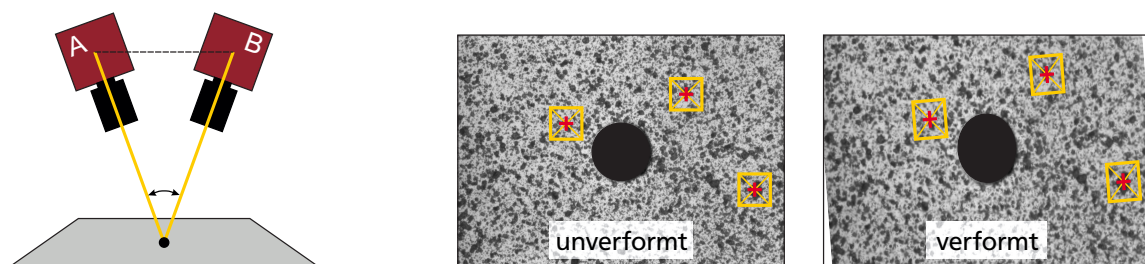
gefertigt. Auf der Probe ist ein stochastisches schwarz/weiß Muster aufgebracht. Abbildung 3.3 zeigt die Kameras sowie ein unverformtes und verformtes stochastisches Muster. Die nachgelagerte Korrelation des verformten und unverformten, stochastischen Musters lässt die Ermittlung der auf der Oberfläche resultierenden Deformation  $\vec{\chi}(\vec{X}, t)$  (mit dem zugehörigen Deformationsgrad)  $F$  zu. Die Dehnungen im zweidimensionalen Raum lassen sich direkt aus dem Streckungstensor  $U$  extrahieren, siehe Formeln (3.4) und (3.5) [124, 125].

$$F := \text{grad}(\vec{\chi}(\vec{X}, t)) = \frac{d\chi_i}{dX_j} \quad (3.4)$$

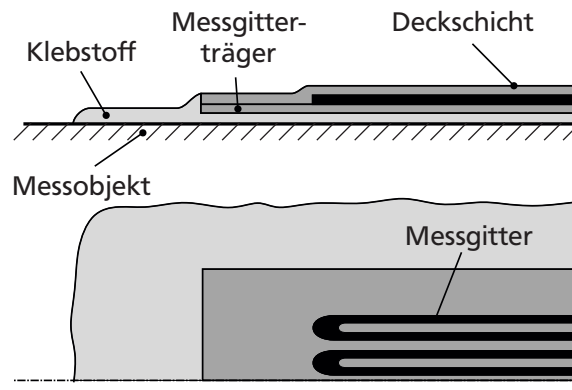
$$U = + \sqrt{F^T F} = \begin{bmatrix} \varepsilon_x + 1 & \varepsilon_{xy} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_y + 1 \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

Einsatz findet das Verfahren meist bei quasi-statischen Belastungen, da eine Echtzeitfähigkeit des Systems nur eingeschränkt gegeben ist [15].

Bei der Ermittlung der lokalen Beanspruchung sowie zur Anrissdetektion können **Dehnungsmesstreifen** verwendet werden. Diese bestehen aus einem mäanderförmigen Messgitter in einer Trägerfolie, welche mittels eines Klebstoffs auf die zu messende Stelle appliziert wird, siehe Abbildung 3.4. Wird der Widerstandsdraht gedehnt, ändert sich dessen Durchmesser und somit auch der elektrische Widerstand. Mittels einer Wheatstone'schen Brückenschaltung wird die Änderung des elektrischen Widerstands des DMS erfasst und in eine messbare elektrische Spannung umgewandelt. Schlussendlich kann die gemessene Spannung mittels eines konstanten Faktors in eine Dehnung umgewandelt werden [126]. Die gemessene Dehnung kann anschließend zur Beurteilung zugehöriger FE-Modelle oder zur Anrissdetektion verwendet werden. Je nach verwendeter Verbindungs-



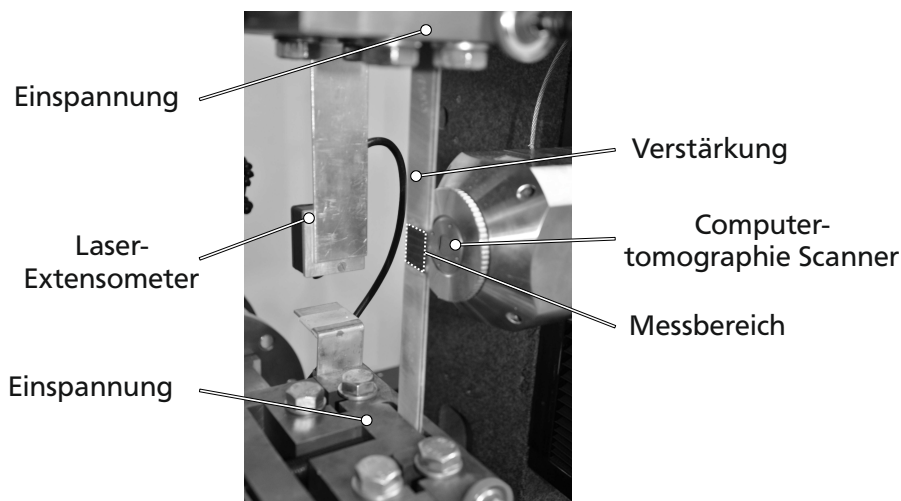
**Abbildung 3.3.:** Aufbau und verwendetes stochastisches Muster bei der Verformungsmessung mittels Bildkorrelation in Anlehnung an [124]



**Abbildung 3.4.:** Schematischer Aufbau eines applizierten Dehnungsmessstreifens in Anlehnung an [126]

technik zeigen sich charakteristische Merkmale beim Anriss nahe des DMS. Bei punktgeschweißten Proben unter Scherzugbelastung erfasst ein in geeigneter Nähe des ungeschädigten Schweißpunktes applizierter DMS eine Dehnungsamplitude, welche aus der reinen Druckbeanspruchung der Oberfläche resultiert. Mit Anriss der Verbindung reduziert sich die Dehnungsamplitude, mit zunehmenden Rissfortschritt nimmt diese wieder zu. Dieses Verhalten lässt Rückschlüsse auf den Rissfortschritt basierend auf einer DMS-Messung zu [10]. Zur Anrissdetektion von Klebeverbindungen kann eine DMS-Messung auf der Rückseite des Fügeteils erfolgen. Durch die sog. *backface-strain*-Messung kann ein Anriss durch einen Wechsel der Hauptdehnungsrichtung erkannt werden [127, 128].

Eine zyklische Untersuchung in Verbindung mit einer **Computertomographie (CT)-Untersuchung** ermöglicht einen Einblick in die Schädigungsmechanismen innerhalb eines Werkstoff bzw. einer Verbindung. Der beispielhafte Aufbau einer CT-Untersuchung ist in Abbildung 3.5 dargestellt. Dieser enthält, zusätzlich zur Einspannung und Verstärkung der Probe sowie einem Laser-Extensometer zur Erfassung der Probensteifigkeit, einen CT-Scankopf. Durch die Anwendung eines Computer-



**Abbildung 3.5.:** Aufbau CT-Untersuchung an einer CFK Flachprobe

tomographen können Poren, Risse oder andere Materialeigenschaften, innerhalb des betrachteten Ausschnittes, beobachtet werden. Um eine dreidimensionale Aufnahme zu erhalten, werden mehrere Ebenen entlang der Tiefe der Probe gescannt. Je nach Versuchsaufbau kann eine Auflösung im Mikrometer-Bereich erzielt werden. Ein Vorteil des hier verwendeten Versuchsaufbaus ist, dass die Probe nicht zur CT-Untersuchung aus der Prüfmaschine entnommen werden muss, sondern auch un-

ter Belastung untersucht werden kann. Dies ermöglicht die Detektion und Überwachung von Anriss und Rissfortschritt auch wenn der Riss noch nicht an die Bauteiloberfläche durchgedrungen ist.

Die **optische Anrisserkennung** verwendet eine Kamera zur Identifikation und Überwachung eines Risses der Struktur. Zur besseren Erkennbarkeit des Anrisses im kritischen Bereich wird die zu überwachende Stelle mit einer Zinkoxidpaste, welche sich bei Entstehen eines Anrisses von weiß zu schwarz verfärbt, bestrichen. Über ein Kamerasystem werden in festgelegten Intervallen Bilder des entsprechenden Bereichs aufgenommen. Eine spezielle Bildverarbeitungssoftware ermöglicht die automatisierte Anrisserkennung und Auswertung des Rissfortschritts, ähnlich der verwendeten digitalen Bildkorrelation. Ein Nachteil der Methode ist die Notwendigkeit der a priori-Festlegung versagenskritischer Bereiche. Ebenso werden Anrisse erst dann erkannt, wenn diese bis zur Oberfläche des betrachteten Bereichs fortgeschritten sind [3].

Tabelle 3.1 gibt eine Übersicht über die verwendeten Messtechniken je Probe und Materialkombinationen. Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen je Material / Verbindungsart werden in den nächsten Abschnitten detailliert analysiert.

**Tabelle 3.1.:** Verwendete Probentypen, Verbindungstechniken (VT) und die zur Analyse herangezogenen Messtechniken

		Messtechnik										
Probentyp	öffentliche Datenquelle	CFK	Punktschweißen	Kleben	Traverse	Laser	Clip-on	TSA	DMS	CT	DIC	Optik
Substanzprobe		-	-	X	X	X						
Flachprobe		X	-	-	X	X	X		X	X		
gelochte Flachprobe		X	-	-	X	X					X	
SEZ	[3]	-	X	X	X	X	X		X			
SAZ	[3]	-	X	-	X	X	X		X			
gelochte SEZ		-	-	X	X		X		X	X		
RP	[120]	-	X	-	X							
KS	[2]	-	X	-	X							
KSII		-	-	X	X	X			X			
Napfprobe		-	-	X	X			X	X			
HP		-	X	-	X	X			X			X
(Teil-)-Fahrzeugkarosse		-	X	X	X				X			X

## 3.2 Faser-Kunststoff-Verbund

Zur Analyse des Verhaltens eines in der Praxis eingesetzten FKV-Werkstoffes werden vier unterschiedliche Laminataufbauten eines endlosfaserverstärktem Laminats herangezogen. Diese werden

sowohl quasi-statisch als aus zyklisch belastet. Die zyklische Belastung wird je nach Versuchs-Setup wechselnd, zug- oder druckschwellend aufgebracht. Die Lamine unterscheiden sich nach unidirektionalen (UD1-UD3) und multidirektionalen Lagenaufbauten (MD). In UD-Laminen weisen alle Endlosfasern die gleiche Orientierung auf. MD-Lamine können als eine Kombination von UD-Laminen angesehen werden, da darin die einzelnen Lagen der Endlosfasern eine unterschiedliche Orientierung aufweisen können.

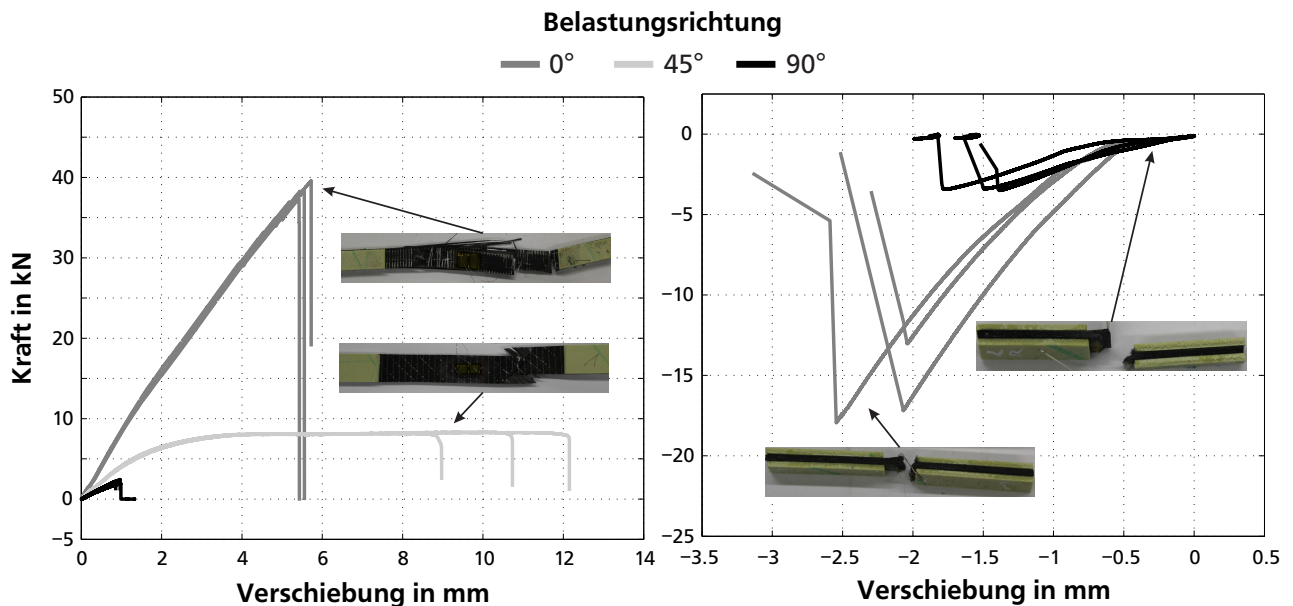
Die Lamine UD1-UD3 unterscheiden sich im Wesentlichen durch ihr Flächengewicht pro Lage. Das Grundmaterial des UD1-Lamins besitzt ein Flächengewicht von  $g = 150 \text{ g/m}^2$ . Die UD2 und UD3 Lagen besitzen ein Flächengewicht, welches doppelt bzw. dreifach so hoch ist. Der MD-Aufbau setzt sich aus einzelnen UD-Schichten zusammen. Neben dem unterschiedlichen Aufbau werden die Flachproben in drei Richtungen  $\alpha$  belastet. Bei einer Belastung unter  $0^\circ$  wird die Last in Richtung der Faser aufgebracht, bei einer  $90^\circ$ -Belastung geschieht dies quer zur Faser. Tabelle 3.2 gibt einen Überblick über die verwendeten Laminataufbauten, deren Belastungsrichtung und Probendicke. Ins-

**Tabelle 3.2.: Werkstoffkombination, Probentyp und Abmessungen der CFK Flachprobe**

Versuchs-Setup	Anzahl Lagen	Lagenaufbau	Grundwerkstoff	Probendicke t in mm
UD 1 $0^\circ$	12	$12 \times 0^\circ$	UD1	2.4
UD 1 $45^\circ$		$[45^\circ/45^\circ/\dots]_S$		2.5
UD 1 $90^\circ$		$12 \times 90^\circ$		2.3
UD 2 $0^\circ$	6	$6 \times 0^\circ$	UD2	2.2
UD 2 $45^\circ$		$[45^\circ/45^\circ/\dots]_S$		3
UD 2 $90^\circ$		$6 \times 90^\circ$		2.2
UD 3 $0^\circ$	4	$4 \times 0^\circ$	UD3	2.5
UD 3 $45^\circ$		$[45^\circ/45^\circ/\dots]_S$		2.6
UD 3 $90^\circ$		$4 \times 90^\circ$		2.5
MD $0^\circ$	6	$[45^\circ/-45^\circ/0^\circ]_S$	UD1 / UD1 / UD3	2.4
MD $45^\circ$		$[0^\circ/90^\circ/45^\circ]_S$		2.5
MD $90^\circ$		$[-45^\circ/45^\circ/90^\circ]_S$		2.3

besondere unter druckschwellender Belastung kann es, je nach Geometrie, zum Knicken der Probe kommen. Um einem Knicken der Probe vorzubeugen, wurde die Probengeometrie für jede Belastungsrichtung angepasst. Die genauen Abmessungen der Flachprobe je Belastungsrichtung können Anhang B.1 entnommen werden.

Zur Bestimmung der quasi-statischen Materialkennwerte wurden sämtliche untersuchten Lagenaufbauten unter Zug bzw. Druck bis zum Bruch der Probe belastet. Abbildung 3.6 zeigt beispielhaft die Ergebnisse für das UD2-Laminat. Bei Belastung in  $0^\circ$ -Richtung versagt die Probe unter Zug aufgrund von Faserbrüchen unter Druck aufgrund von Faserknicken. Dies ist in den Bruchbildern eindeutig ersichtlich. Unter Zugbelastung in  $90^\circ$  Krafteinleitungsrichtung versagt die Probe durch Risse im Matrixmaterial parallel zur Faserorientierung. Der Nennquerschnitt der Probe und die Rissfläche sind kongruent. Unter Druckbelastung in  $90^\circ$  bildet sich eine Bruchfläche unter einem Winkel von  $45^\circ$  (bezogen auf den Nennquerschnitt) aus. Durch die Interaktion der verschiedenen Lagen mit unterschiedlicher Faserorientierung des MD-Lamins stellt sich ein deutlich komplexeres Bruchbild ein, verglichen zu einem UD-Laminat. Die ermittelten Materialkennwerte bilden die Grundlage für die spätere Bedatung des FE-Modells. Ebenso kann basierend auf den Bruchbildern der quasi-statischen

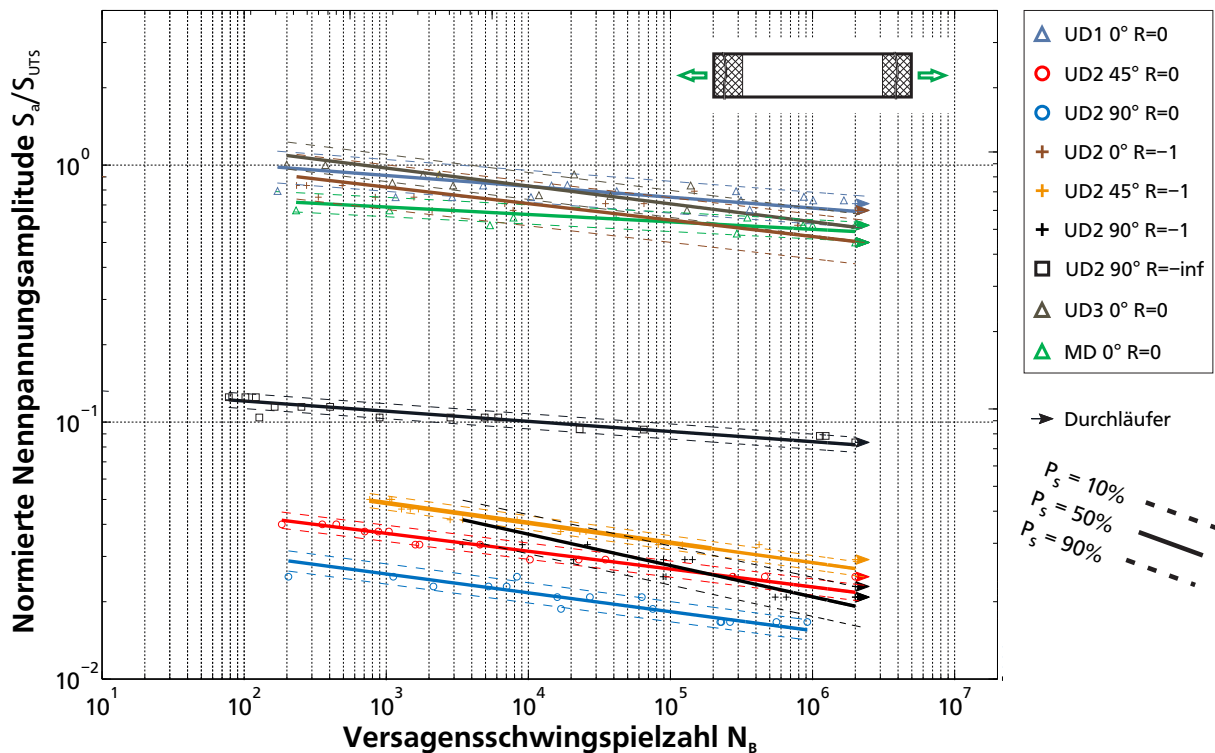


**Abbildung 3.6.:** Quasi-statische Untersuchungen unter Zug- (links) und Druckbelastung (rechts) für ein UD2 Laminat

Analyse eine Optimierung der Probengeometrie durchgeführt werden, um ein späteren Bruch der Probe während der zyklischen Belastung nahe bzw. in der Einspannung zu vermeiden.

Ausgewählte Wöhlerlinien inkl. der zugehörigen Überlebenswahrscheinlichkeit  $P_S$  des untersuchten Laminats unter zyklischer Belastung sind in Abbildung 3.7 dargestellt. Die auftretende Nennspannungsamplitude  $\sigma_a$  ist normiert auf die maximale Nennspannungsamplitude aller Versuche  $\sigma_{UTS}$ . Die ausgewählten Wöhlerlinien können prinzipiell in zwei Gruppen eingeteilt werden. Diese umfassen Laminats, welche in Richtung der Faserorientierung belastet wurden ( $\alpha = 0^\circ$ ) und Laminats, welche signifikant außerhalb der Faserorientierung belastet wurden ( $\alpha = 45^\circ, 90^\circ$ ). Erstere weisen am Abknickpunkt  $N_k = 2 \cdot 10^6$  eine im Mittel um den Faktor 25 höhere Festigkeit auf. Für alle Versuche kann eine vergleichsweise flache Neigung der Wöhlerlinie im Bereich  $8.2 \leq k \leq 25.2$  beobachtet werden. Die Festigkeit des MD-Aufbaus bei Belastung in Richtung  $\alpha = 0^\circ$  liegt unterhalb der Festigkeit der UD-Laminats. Insbesondere bei Belastungen außerhalb der Orientierung der mittleren Lage des Laminats sowie unter mehraxialer Belastung trägt der multidirektionale Aufbau zu einer deutlichen Erhöhung der Festigkeit, verglichen mit einem unidirektionalem Aufbau, bei. Unter Belastung in Richtung  $\alpha = 0^\circ$  ist der am häufigsten beobachtete Versagensmodus der Faserbruch. Aufschluss über das Verhalten bei Belastung quer zur Faserrichtung geben die nachfolgend gezeigten in-situ Analysen. Prinzipiell liegt die Festigkeit der überprüften Lagenaufbauten bei Belastung quer zur Faserrichtung auf einem ähnlichen Niveau. Grund dafür ist, dass bei dieser Belastungsrichtung das Verhalten der Matrix maßgeblich für die Festigkeit des Aufbaus und bei der Fertigung der Laminats auf das gleiche Matrixmaterial zurückgegriffen wird.

Um das Versagen unter zugschwellender Belastung bei einer Krafteinleitungsrichtung von  $\alpha = 90^\circ$  besser beurteilen zu können, werden insgesamt sechs Proben aus MD-Laminat während der zyklischen Belastung einer CT-Untersuchung unterzogen. Vorteil dieses Prüfaufbaus (siehe Abbildung 3.5) ist, dass die Probe im belasteten Zustand untersucht werden kann und somit mögliche Risse im Material sichtbar werden. Diese zeigen sich als durchgehende weiße Linien in der CT-Aufnahme. Der Abstand des CT-Scanners wurde zwischen 10 mm und 50 mm zur Oberfläche variiert. Mit dem zunehmendem Abstand vergrößert sich der Messbereich bei gleichzeitiger Reduktion der Auflösung. Bei einem Abstand von 10 mm kann ein Messbereich von  $10 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$  bei einer Auflösung von



**Abbildung 3.7.:** Ausgewählte Wöhlerlinien von UD1-3-Proben sowie des MD-Laminats

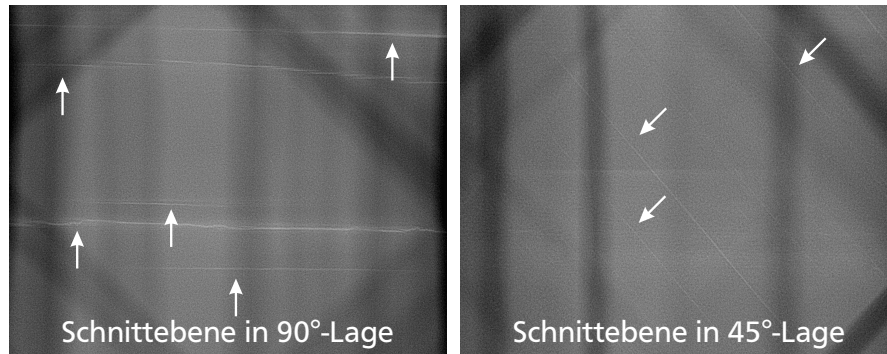
$8 \mu\text{m}$  eingestellt werden,  $50 \text{ mm}$  Abstand ermöglicht einen Messbereich von  $30 \text{ mm} \times 30 \text{ mm}$  bei einer Auflösung von  $40 \mu\text{m}$ . Je nach Prüfung werden  $8 - 14$  Lagen mit einer Dicke von  $t_l = 10 \mu\text{m}$  bis zu  $13$  mal während des zyklischen Versuchs gescannt. Zusätzlich zur CT-Analyse wurde die globale Probensteifigkeit mittels eines Laser-Extensometers aufgezeichnet. Dies ermöglicht eine Korrelation zwischen Risswachstum und Steifigkeitsdegradation des Werkstoffes.

Die theoretisch angestellten Überlegungen zum Versagen von multidirektionalen Laminaten werden durch die Resultate der CT-Analyse gestützt. Die durchschnittliche Anzahl an Rissen im Laminat dient dabei als Indikator für die akkumulierte Schädigung in der betrachteten Lage. Die Materialeigenschaften der mittleren Lage, dessen Fasern quer zur Lasteinleitungsrichtung orientiert sind, bestimmen maßgeblich das globale Verhalten der Probe. Die Festigkeit der Lagen quer zur Lasteinleitung ist signifikant geringer als die Festigkeit der restlichen Lagen des Laminats. Ebenso beginnt in dieser Lage der Anriss meist am Rand der Probe mit einem Risswachstum entlang der Faser. Ein ähnliches Verhalten ist für die Lage in  $45^\circ$ -Richtung zu beobachten. Der Rissbeginn und das Risswachstum starten jedoch deutlich später, verglichen mit der mittleren Lage. Ein eindeutiger Riss ist meist erst ab einer Reststeifigkeit von  $c/c_0 = 80 \%$  zu erkennen.

Abbildung 3.8 zeigt die ausgebildeten Risse in zwei ausgewählten Lagen eines Versuchs bei einer Reststeifigkeit von  $c/c_0 \approx 74 \%$ . Die Rissfronten (sichtbar durch die dünnen weißen Linien) sind zusätzlich durch Pfeile gekennzeichnet.

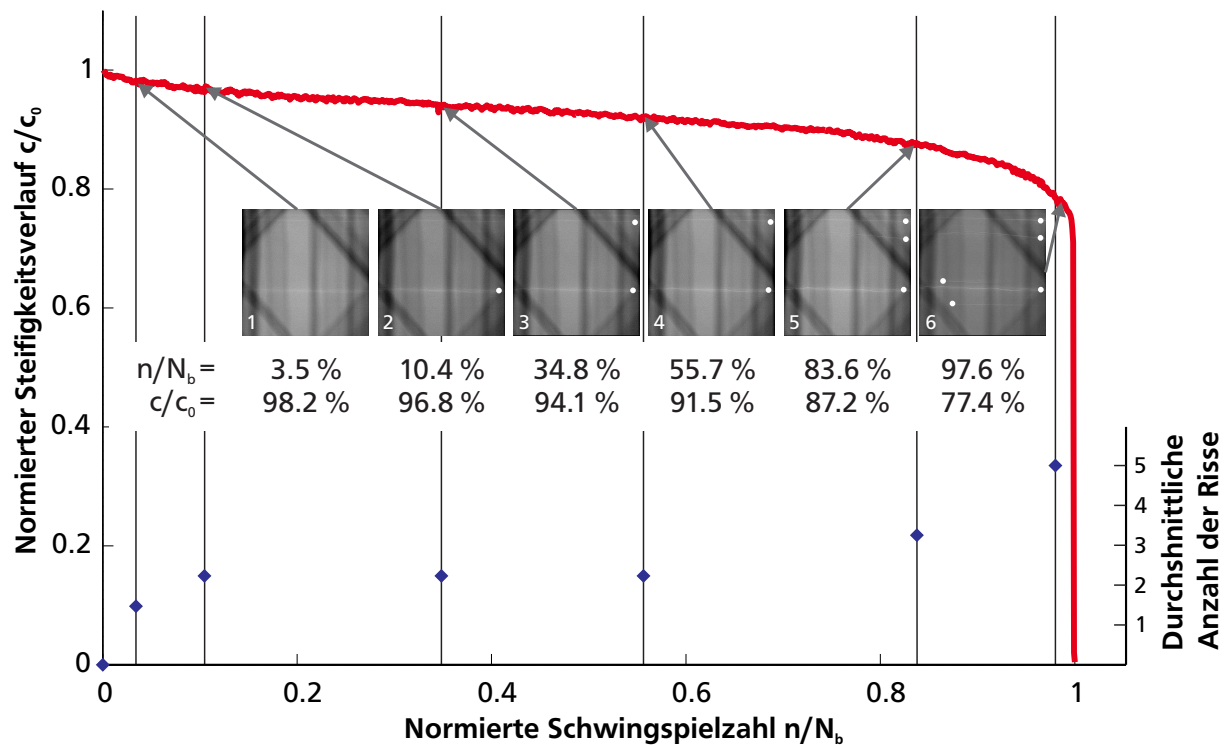
Abbildung 3.9 zeigt die Zusammenfassung einer exemplarischen in-situ Untersuchung. Neben dem charakteristischen Steifigkeitsverlauf eines MD-Laminats sind der Rissfortschritt und die durchschnittliche Anzahl an Rissen in einer ausgewählten Lage aufgetragen. Die Anrisse sind durch weiße Punkte hervorgehoben. Es ist eine stark negative Korrelation des Steifigkeitsverlaufs zur durchschnittlichen Anzahl an Rissen zu erkennen. Das globale Steifigkeitsverhalten kann, wie bereits eingeführt, auch hier in drei Bereiche eingeteilt werden. Bereich II - der annähernd lineare Stei-





**Abbildung 3.8.:** Risse in der 90°- und 45°-Lage bei Reststeifigkeit  $c/c_0 \approx 74 \%$

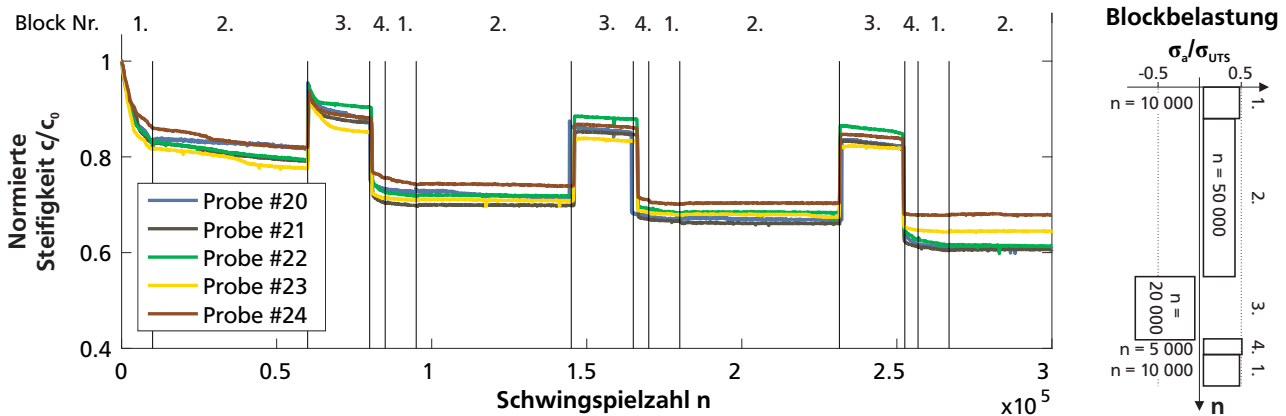
figkeitsabfall - startet zwischen Aufnahme 1 und 2 und endet bei Aufnahme 5. Im dritten Bereich steigt die Anzahl der Risse an, bis diese schlussendlich zum Versagen der Probe führen. Insbesondere am Rand der Probe wurde eine Delamination erwartet, konnte jedoch nicht beobachtet werden. Aufgrund der Auflösung der Aufnahme konnten sehr lokale Effekte wie bspw. ein Faserbruch nicht erfasst werden.



**Abbildung 3.9.:** Steifigkeitsverhalten kombiniert mit in-situ Analyse eines multidirektionalen Laminates quer zur Faserrichtung zugschwellend belastet

Neben der Belastung mit konstanten Amplituden wurden Untersuchungen an Flachproben unter Blockbelastung durchgeführt. Dies stellt einen ersten Schritt hinsichtlich einer realitätsnäheren Belastung der Probe dar. Die Anwendung von Blockbelastungen ermöglicht eine robuste und einfache Erfassung und Auswertung der Probensteifigkeit verglichen mit der Erfassung unter Belastung mit variablen Amplituden. Insgesamt wurden fünf verschiedene Blockprogramme verwendet und unter  $\alpha = 0^\circ$  und  $\alpha = 90^\circ$  aufgebracht. Die Blockbelastungen unterscheiden sich hinsichtlich der Blockgröße, nomineller Mittellast und Belastungshöhe.

Abbildung 3.10 zeigt den exemplarischen Steifigkeitsverlauf für mehrere Proben unter der gleichen Blockbelastung. Das beobachtete Steifigkeitsverhalten und die darin enthaltenen Abstufungen resul-

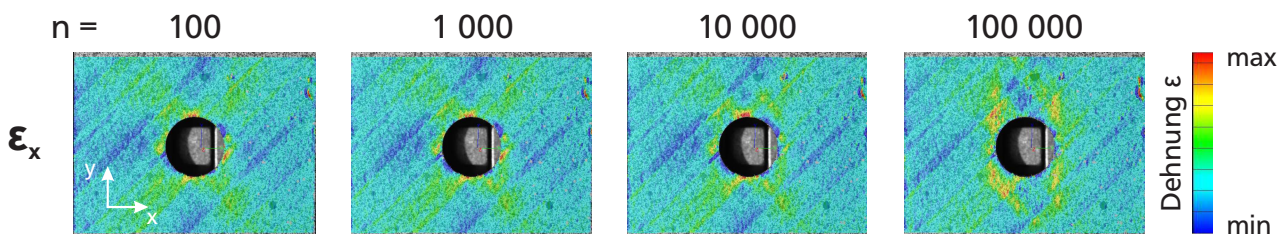


**Abbildung 3.10.:** Steifigkeitsverhalten (links) unidirektionales Laminat und Blockbelastung (rechts)

tieren aus dem nichtlinearen Verhalten des Werkstoffes unter Zug- bzw. Druckbelastung. Die Blockbelastung wird wiederholt bis zum Versagen der Probe oder dem Erreichen der Schwingungszahl  $N_{ref} = 340\,000$ . Nach dem ersten Durchlauf der Blocksequenz ist bereits eine sehr hohe Steifigkeitsdegradation von  $1 - c/c_0 = 25\%$  erkennbar. Die nachfolgenden Sequenzen reduzieren die Steifigkeit um  $3\% \leq 1 - c/c_0 \leq 5\%$  pro Durchlauf. Drei der fünf untersuchten Proben erreichten nicht die angepeilte Versagensschwingungszahl. Dieses Verhalten deckt sich mit der Berechnung zugrundeliegenden Annahme einer Überlebenswahrscheinlichkeit von  $P_s = 50\%$ .

Experimentelle Untersuchungen an einer gelochten MD-Flachprobe unter Belastung in  $\alpha = 90^\circ$  runden das Prüfprogramm zur Identifikation des Verhaltens von Faser-Kunststoff-Verbunden ab. Mittels digitaler Bildkorrelation wurde die Dehnung rund im Bereich des Lochs der Probe ermittelt. Die Dehnungsmessung wird nach einer definierten Anzahl an Schwingungen durchgeführt. Dafür wird die zyklische Untersuchung gestoppt und die Probe mit der Oberlast  $F_o$  belastet.

Exemplarisch ist der Verlauf der Dehnung  $\varepsilon_x$  in x-Richtung der Probe in Abbildung 3.11 dargestellt. Zu Beginn des Versuchs, bei  $n = 100$  Schwingungen, können keulenförmige Bereiche in



**Abbildung 3.11.:** Lokale Dehnungsmessung  $\varepsilon_x$  unter Verwendung von digitaler Bildkorrelation eines gelochten multidirektionalen Laminats

$45^\circ$ -Richtung rund um den Lochrand beobachtet werden. Die maximale Dehnung in x-Richtung  $\varepsilon_x$  wird direkt am Lochrand gemessen. In diesem Fall ist das Versagen der Probe durch die Delamination beginnend am Lochrand definiert. In der Messung zeigt sich diese als ein linienförmiger Bereich, orientiert in Belastungsrichtung. In Abbildung 3.11 sind diese bei  $n = 100\,000$  Schwingungen deutlich ausgeprägt. Eine detaillierte Analyse und der Abgleich der Ergebnisse zur virtuellen Lebensdaueranalyse, insbesondere in Schub- ( $\varepsilon_{xy}$ ) und y-Richtung  $\varepsilon_y$ , wird in Kapitel 4.2 durchgeführt.



---

### 3.3 Konventionelle Verbindungstechniken

---

Der nachfolgende Abschnitt befasst sich mit dem zyklischen Verhalten von konventionellen Verbindungsarten. Im Fokus stehen dabei punktgeschweißte und geklebte Strukturen. Zusätzlich wird deren Steifigkeitsverhalten mit weiteren Verbindungsarten verglichen, welche ebenfalls in strukturfestigkeitsrelevanten Bereichen einer Gesamtfahrzeugkarosserie Anwendung finden können.

---

#### 3.3.1 Widerstandspunktschweißen

---

Das Steifigkeitsverhalten punktgeschweißter Proben wird an insgesamt fünf unterschiedlichen Probentypen detaillierter untersucht. Diese umfassen die bereits eingeführten Rohr-, KS-, Scher- und Schälzugproben. Hierzu werden sowohl Ergebnisse aus öffentlichen Forschungsprojekten als auch interne Untersuchungen herangezogen. Zum Teil unterscheiden sich die einzelnen Proben hinsichtlich des Grundmaterials, der Blechdicke  $t$  oder dem erzeugten Schweißlinsendurchmesser  $d_{\text{spot}}$ . Eine Zusammenfassung der Probengeometrien und verwendeten Werkstoffe befindet sich in Anhang B.1. Sämtliche Proben wurden unter zugschwellender Belastung  $R = 0.1$  geprüft.

Eine erste Einteilung der Proben wird nach der eingeleiteten Belastungsart und dem daraus resultierenden lokalen Beanspruchungszustandes vorgenommen. Diese lässt sich, wie in Kapitel 2.3.2 vorgestellt, in Scher-, Kopf und Schälzuganteile unterteilen. Zur Quantifizierung der Anteile der einzelnen Belastungsarten an der Beanspruchung einer Punktschweißverbindungen wird auf die Vergleichsspannung nach RUPP et al., basierend auf den vorliegenden Balkenschnittkräften der Verbindung im FE-Modell, zurückgegriffen (siehe Formel (2.21)-(2.27)). Die Gewichtungsfaktoren  $k_1$  (Scherzug),  $k_2$  (Kopfzug) und  $k_3$  (Schälzug) aus den Formeln (3.6)-(3.8) geben den prozentualen Anteil jeder Belastungsart an der lokalen Beanspruchung an.

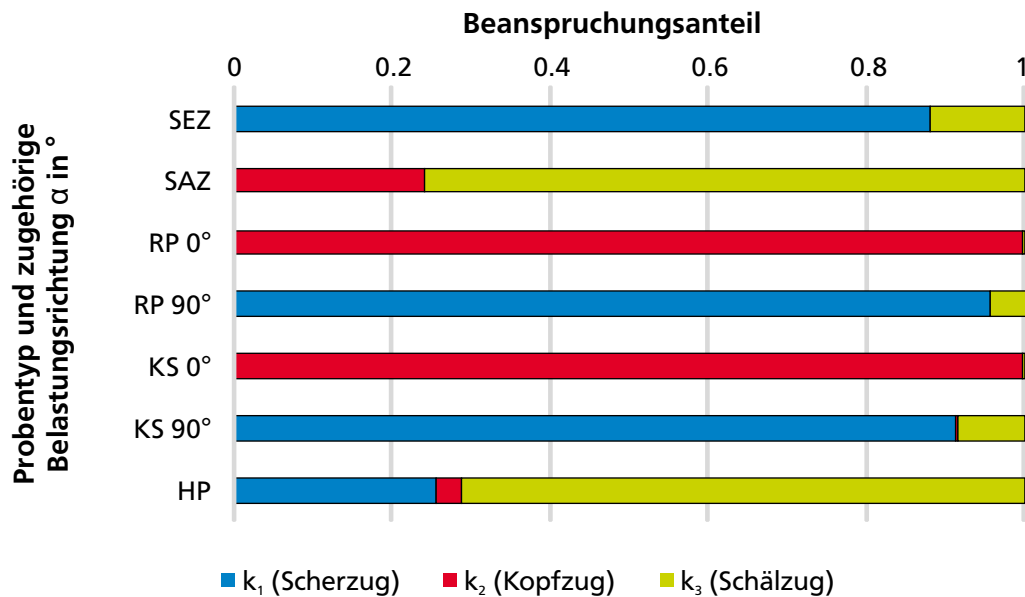
$$k_1 = \frac{\sigma_{v,\text{Rupp}} - \sigma_{v,\text{Rupp}}(F_{xi}, F_{yi} = 0)}{\sigma_{v,\text{Rupp}}} \quad (3.6)$$

$$k_2 = \frac{\sigma_{v,\text{Rupp}} - \sigma_{v,\text{Rupp}}(F_{zi} = 0)}{\sigma_{v,\text{Rupp}}} \quad (3.7)$$

$$k_3 = \frac{\sigma_{v,\text{Rupp}} - \sigma_{v,\text{Rupp}}(M_{xi}, M_{yi} = 0)}{\sigma_{v,\text{Rupp}}} \quad (3.8)$$

Eine Auflistung der Beanspruchungsanteile der verwendeten Probentypen ist in Abbildung 3.12 gegeben. Für die RP- und KS-Probe wird zusätzlich nach der Krafteinleitungsrichtung  $\alpha$  unterschieden. Die Analyse der Balkenschnittkräfte der KS-I sowie die der Rohrprobe unter Kopfzugbelastung ( $\alpha = 0^\circ$ ) ergeben einen Anteil von  $k_2 < 99\%$ . Die Beanspruchung der Schweißpunkte der Schälzugprobe teilt sich aufgrund der vorliegenden Probengeometrie in einen Kopfzug-  $k_2 \approx 25\%$  und dominierenden Schälzuganteil  $k_3 \approx 75\%$  auf. Das Verhältnis  $k_2/k_3$  der Schälzugprobe kann im Wesentlichen durch die Länge des gefügten Flansches bestimmt werden. Die Scherzugprobe zeigt trotz eines vergleichsweise kleinen Versatzes von  $2t$  der Krafteinleitungsvektoren einen Schälzuganteil von  $k_3 \approx 15\%$ .

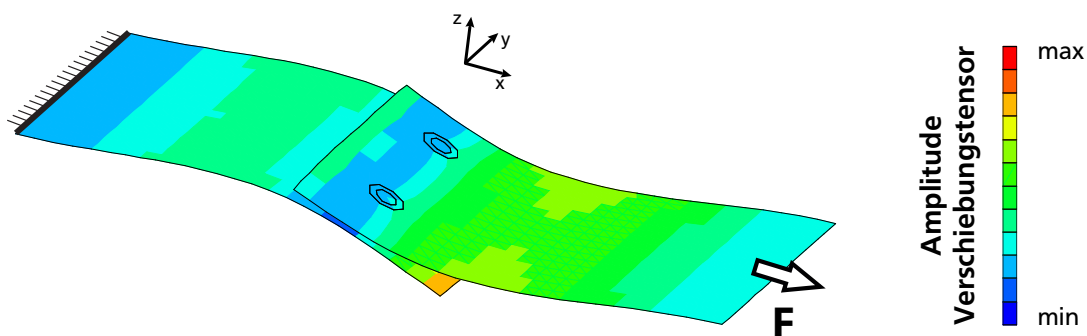
Lokal treten aufgrund der Nachgiebigkeit der Fügeteile auch bei einaxialer Belastung mehraxiale Spannungszustände auf. Dies wird in Abbildung 3.13 veranschaulicht. Diese zeigt die um den Faktor 50 vergrößerte Verschiebung der Scherzugprobe. Ein solches Verhalten könnte durch die Verwendung einer beidseitig überlappten Probe unter Scherzugbelastung vermieden werden. Ein ähnliches Verhalten, wenn auch durch die höhere Probensteifigkeit in abgeminderter Form, kann



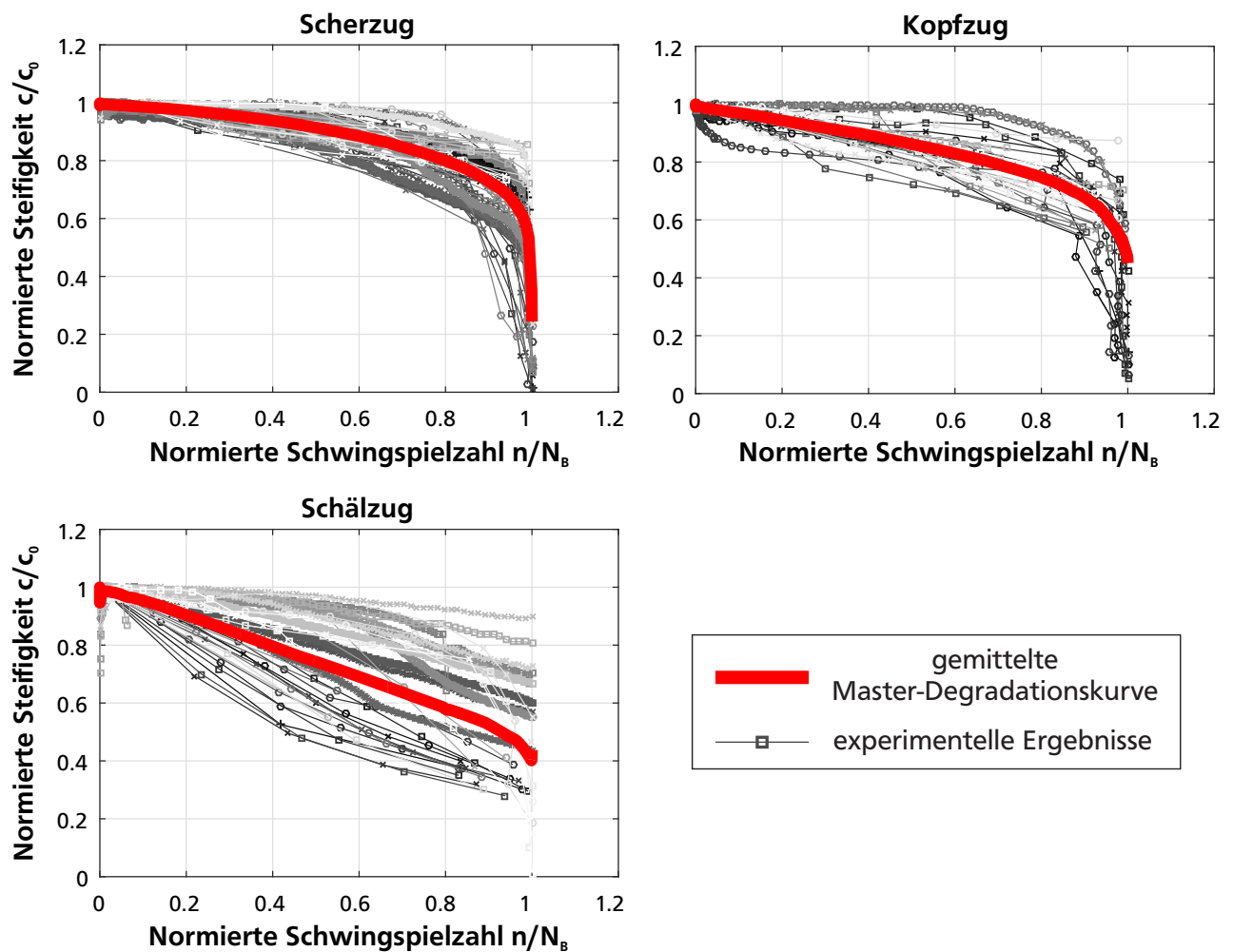
**Abbildung 3.12.:** Einordnung punktgeschweißter Proben nach deren Beanspruchungsart

bei der KSI- und Rohrprobe unter Scherzugbelastung ( $\alpha = 90^\circ$ ) beobachtet werden. Die vorliegende Blechdicken-Kombination und der Durchmesser der Schweißlinse muss bei der Berechnung der einzelnen Beanspruchungsanteile berücksichtigt werden.

Für die so kategorisierten Probentypen wurden die einzelnen Steifigkeitsverläufe untersucht und in eine sogenannte Master-Degradationskurve überführt. Dies ist eine arithmetische Mittelung der äquidistant interpolierten Steifigkeitsverläufe. Abbildung 3.14 zeigt die Ergebnisse dieser Untersuchung. Prinzipiell lässt sich festhalten, dass die Master-Degradationskurve unter Scherzug- und Kopfzugbelastung eine Ähnlichkeit aufweisen. Beide zeigen einen annähernd linearen gefolgt von einem beschleunigten Steifigkeitsabfall der Probe. Unterschiede sind in der Neigung des annähernd linearen Bereiches zu erkennen. Die Master-Degradationskurve unter Schälzugbelastung zeigt keinen stark ausgeprägten beschleunigten Steifigkeitsabfall vor Versagen der Probe. Dies kann durch den (über die gesamte Lebensdauer) konstant hohen Degradationsgradienten begründet werden. Dieser ist auf die Rissinitierung- und das zugehörige Risswachstum bereits zu einem frühen Zeitpunkt des Versuchs zurückzuführen. Für die einzelnen Steifigkeitsverläufe kann keine nennenswerte Korrelation zwischen dem charakteristischen Verlauf der Steifigkeit und Parametern wie bspw. der Blechdicke oder des Schweißpunktdurchmessers festgestellt werden. Die zu den Steifigkeitsverläufen zugehöri-



**Abbildung 3.13.:** Verschiebungsbild (bei 50-facher Vergrößerung) einer zugbelasteten, punktgeschweißten Scherzugprobe



**Abbildung 3.14.:** Steifigkeitsverhalten punktgeschweißter Proben unter Scher-, Schäl- und Kopfzugbelastung

gen Wöhlerlinien je Belastungsart weisen meist eine ähnliche Neigung auf. Diese sind in Anhang C.1 aufgeführt.

Tabelle 3.3 zeigt die zugrundeliegende Anzahl an normierten Steifigkeitsverläufen je Master-Degradationskurve sowie die Abweichung der einzelnen normierten Verläufe. Die Abweichung wird mittels der Wurzel der mittleren quadratischen Abweichung (RMSE) quantifiziert. Die Resultate unter Schälzugbelastung zeigen eine höhere Abweichung zur zugehörigen Master-Degradationskurve, verglichen mit dem gemittelten RMSE der Scherzug- und Kopfzugbelastung.

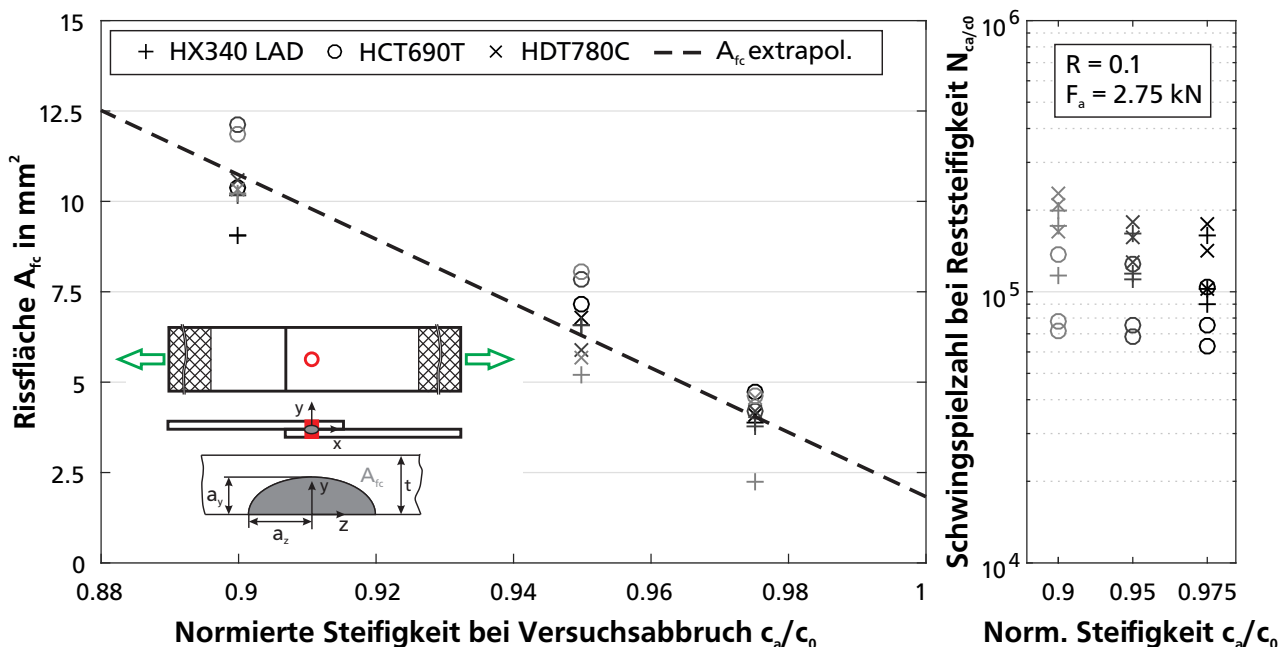
Zum besseren Verständnis der für die Degradation maßgeblich verantwortlichen Effekte wurden an mehreren Proben Untersuchungen zum Rissfortschritt in Verbindung mit dem zugehörigen Steifig-

**Tabelle 3.3.:** Anzahl und Abweichung der verwendeten und abgeleiteten normierten Steifigkeitsverläufe

	Scherzug	Kopfzug	Schälzug
gemittelter RMSE	0.0724	0.0675	0.132
Anzahl Steifigkeitsverläufe	58	34	37

keitsverlust durchgeführt. Exemplarisch werden die Resultate für Proben der Belastungsart Scherzug gezeigt.

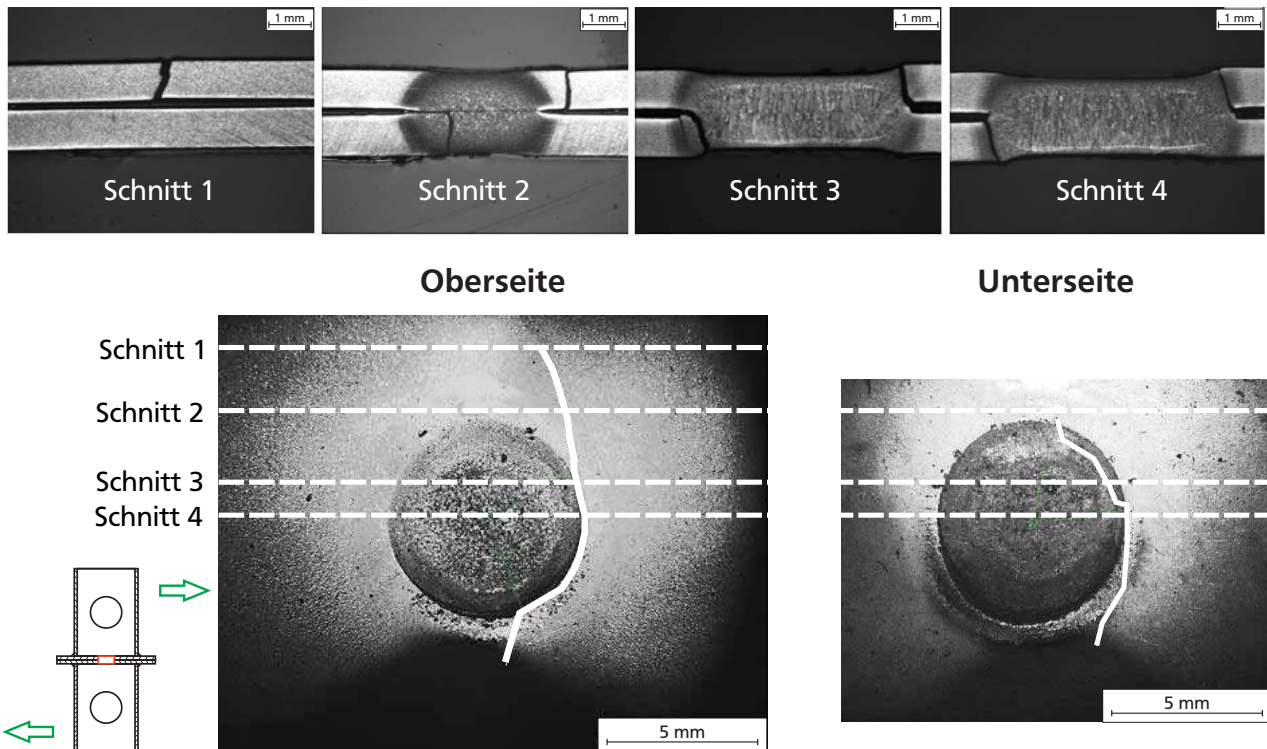
Zur Verifikation der Hypothese, dass das Steifigkeitsverhalten einer Probe als Versagenskriterium herangezogen werden kann, haben GAUL et al. das zyklische Verhalten einer einseitig überlappenden Einpunkt-Scherzugprobe und deren Risswachstum detaillierter untersucht. Hierzu wurde die zyklische Untersuchung jeweils nach  $c/c_0 = 97.5\%$ ,  $95\%$  und  $90\%$  abgebrochen und die Länge des bis dahin entstandenen Anrisses entlang der Blechdicke  $a_y$  und entlang der Breite der Probe  $a_z$  ausgewertet. Zur Bestimmung der Risslängen wurden die Proben nach Abbruch des zyklischen Versuchs aufgebrochen und die Risslängen mittels eines Mikroskops ermittelt. Diese Untersuchung wurde für insgesamt drei Werkstoffpaarungen durchgeführt, welche einen guten Querschnitt über die im Automobilbau verwendeten Stähle darstellen [129]. Die Gegenüberstellung der Rissfläche  $A_{fc} = \pi a_y a_z / 2$  zur Reststeifigkeit bei Abbruch der Prüfung  $c_a/c_0$  zeigt einen annähernd linearen Zusammenhang, siehe Abbildung 3.15. Die ermittelte Schwingspielzahl bei der zugehörigen



**Abbildung 3.15.:** Anrissfläche und Reststeifigkeit mehrerer Einpunkt-Scherzugproben mit unterschiedlichem Grundwerkstoff [129]

Restfestigkeit  $N_{ca/c_0}$  streut teilweise stark, liegt insgesamt aber im Bereich der bisher beobachteten Streubänder der sonstigen Probentypen. Zwischen den einzelnen Stahl-Werkstoffen kann zum Teil ein deutlicher Unterschied der Schwingfestigkeit festgestellt werden. Insgesamt zeigt diese Untersuchung jedoch eine starke Korrelation zwischen Steifigkeit einer Probe und der Länge bzw. der Fläche des vorhandenen Risses [129].

Die metallographische Untersuchung einer zyklisch scherzug-belasteten Rohrprobe mit Reststeifigkeit  $c/c_0 = 90\%$  gibt einen Einblick in die zugehörige Risseinleitung und den Rissfortschritt des Schweißpunktes, Abbildung 3.16. An der Oberfläche der Probe ist ein deutlicher Riss sichtbar. Die Schliffe quer zur Lasteinleitungsrichtung bestätigen durch den Schweißpunkt in beide Bleche verlaufende Risse. In der Schliffebene durch die Schweißpunktmitte ist die Rissausbreitung ausgehend von der Wurzel durch die Wärmeeinflusszone bis zu den von außen sichtbaren Blechoberseiten zu erkennen.



**Abbildung 3.16.:** Metallographische Auswertung des Anrisses der Rohrprobe RP1 unter Scherzugbelastung bei  $1 - c/c_0 = 10 \%$

### 3.3.2 Strukturklebverbindungen

Die nachfolgend gezeigten Untersuchungen beziehen sich auf einen kaltaushärtenden Zweikomponenten-Polyurethanklebstoff. Diese Art von Klebstoff findet häufig im Prototypenbau oder bei der Herstellung von Kunststoff-Metall-Verbindungen Anwendung. Neben der Vorstellung der experimentellen Daten wird zusätzlich eine Plausibilisierung der verwendeten Vergleichsspannung  $\tau_v$  durchgeführt. Aus der Fließbedingung nach SCHLIMMER lässt sich die verwendete elliptische Vergleichsspannung  $\tau_v$  ableiten, Formel (3.9). Diese basiert auf der resultierenden Schubspannung  $\tau_{res}$  sowie der Normalspannungskomponente  $\sigma_z$  des betrachteten Bereichs der Klebschicht. Der Exponent  $\alpha$  beschreibt die Interaktion aus Normal- und Schubspannung, die Konstante  $c$  setzt sich aus einem Quotient der maximal ertragbaren Normal- und Schubspannungen zusammen. Beide Parameter sind stark vom verwendeten Klebstoff abhängig.

$$\tau_v = \left[ t_{res}^\alpha + c \cdot \sigma_z^\alpha \right]^{\frac{1}{\alpha}} \quad (3.9)$$

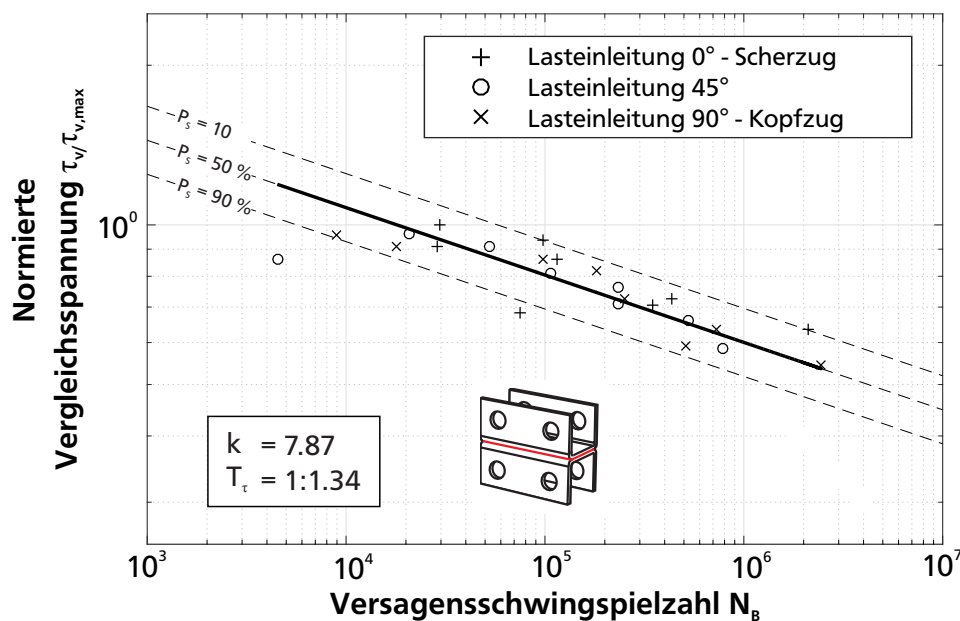
Quasi-statische und zyklische Versuche wurden an Substanz-, KSII-, gelochten Scherzug- und Napfproben durchgeführt. Eine Übersicht über die Abmessung der verwendeten Probestypen und die verwendeten Fügepartner ist in Anhang B.1.3 dargestellt. Für die Geometrie der KSII- (Patentschrift DE19522247B4) und Napfprobe (Patent WO/2009/065378) sei auf deren Patentschriften verwiesen [119, 121].

Sämtliche Proben wurden mit einer Klebschichtdicke von  $t_{Kleb} = 1.5 \text{ mm}$  gefertigt. Aus Vorversuchen ist bekannt, dass der Klebstoff bei dieser Klebschichtdicke die niedrigste Beanspruchbarkeit aufweist. Als maßgeblicher Versagensmodus der Proben wurde ein kohäsives Versagen angestrebt. Sämtliche gezeigten Untersuchungen wurden im zugschwellenden Bereich  $R = 0.1$  durchgeführt. Die Füge-

partner wurden zur besseren Haftung des Klebstoffes mittels einer Kathodischen-Tauch-Lackierung beschichtet. Um eine Erwärmung der Klebschicht unter zyklischer Belastung zu vermeiden, wurde eine Prüffrequenz  $f \leq 10$  Hz verwendet. Zusätzlich zur Prüfung unter Raumtemperatur wurde die Substanzprobe unter  $T = -35$  °C und  $T = 80$  °C geprüft, um klimatische Einflüsse auf das zyklische Verhaltens des Klebstoffs zu erfassen.

Neben der Aufzeichnung des Traversenwegs und der in die Struktur eingeleitete Kraft wurden Wegmessungen mittels Laser-Triangulation oder einem clip-on Extensometer durchgeführt. Lokale Beanspruchungen der Napfprobe wurden mittels Dehnungsmessstreifen erfasst und zum Abgleich des FE-Modells sowie der thermoelastischen Spannungsanalyse herangezogen (siehe Kapitel 5.1).

Die Wöhlerlinie der KSII-Probe (unter Verwendung der normierten, elliptischen Vergleichsspannung  $\tau_v/\tau_{v,max}$ ) ist für die Lasteinleitungsrichtungen  $\alpha = 0^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $90^\circ$  in Abbildung 3.17 dargestellt. Das Streuband bei Verwendung der elliptischen Vergleichsspannung  $T_\tau = 1 : 1.34$  liegt innerhalb der



**Abbildung 3.17.:** Wöhlerlinie der KSII-Probe mit kalthärtendem Klebstoff unter Lasteinleitungsrichtung  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $90^\circ$  bei Raumtemperatur

Streubänder je Krafteinleitungsrichtung bei Verwendung der Kraftamplitude  $T_F = 1 : 1.24 - 1 : 1.39$ . Die zugehörigen Wöhlerlinien unter Verwendung der Kraftamplitude sind in Anhang C.2 dargestellt. Verglichen mit bspw. den punktgeschweißten Proben weist die geklebte KSII-Probe eine eher flache Neigung der Wöhlerlinie ( $k = 7.87$ ) auf.

Abbildung 3.18 zeigt das normierte zyklische Steifigkeitsverhalten der Substanzprobe unter mechanischer und klimatischer Belastung bei Raumtemperatur ( $T = 23$  °C) sowie tiefen ( $T = -35$  °C) und erhöhten Außentemperaturen ( $T = 80$  °C). Die hervorgehobene, rote Linie zeigt die zugehörige Master-Degradationskurve (den Mittelwert aller Degradationsverläufe analog der Auswertung punktgeschweißter Proben). Je nach Temperaturbelastung zeigt sich ein unterschiedliches Steifigkeitsverhalten. Bei Raumtemperatur ist ein starker Abfall der Steifigkeit im Bereich  $0 \leq n/N_B \leq 0.1$  festzustellen, gefolgt von einem annähernd linearen leichten Abfall der Steifigkeit bis zum plötzlichen Versagen. Vor Versagen der Substanzprobe ist keine beschleunigte Steifigkeitsreduktion festzustellen. Bei  $T = -35$  °C zeigt sich ein stetiger Abfall der Steifigkeit auf  $0.4 \leq c/c_0 \leq 0.6$  bei Versagen der Probe. Auch hier zeigt sich kein beschleunigter Steifigkeitsabfall vor dem Versagen der Probe. Dieser ist lediglich bei einzelnen Proben und  $T = 80$  °C zu erkennen. Eine eindeutige Korrelation



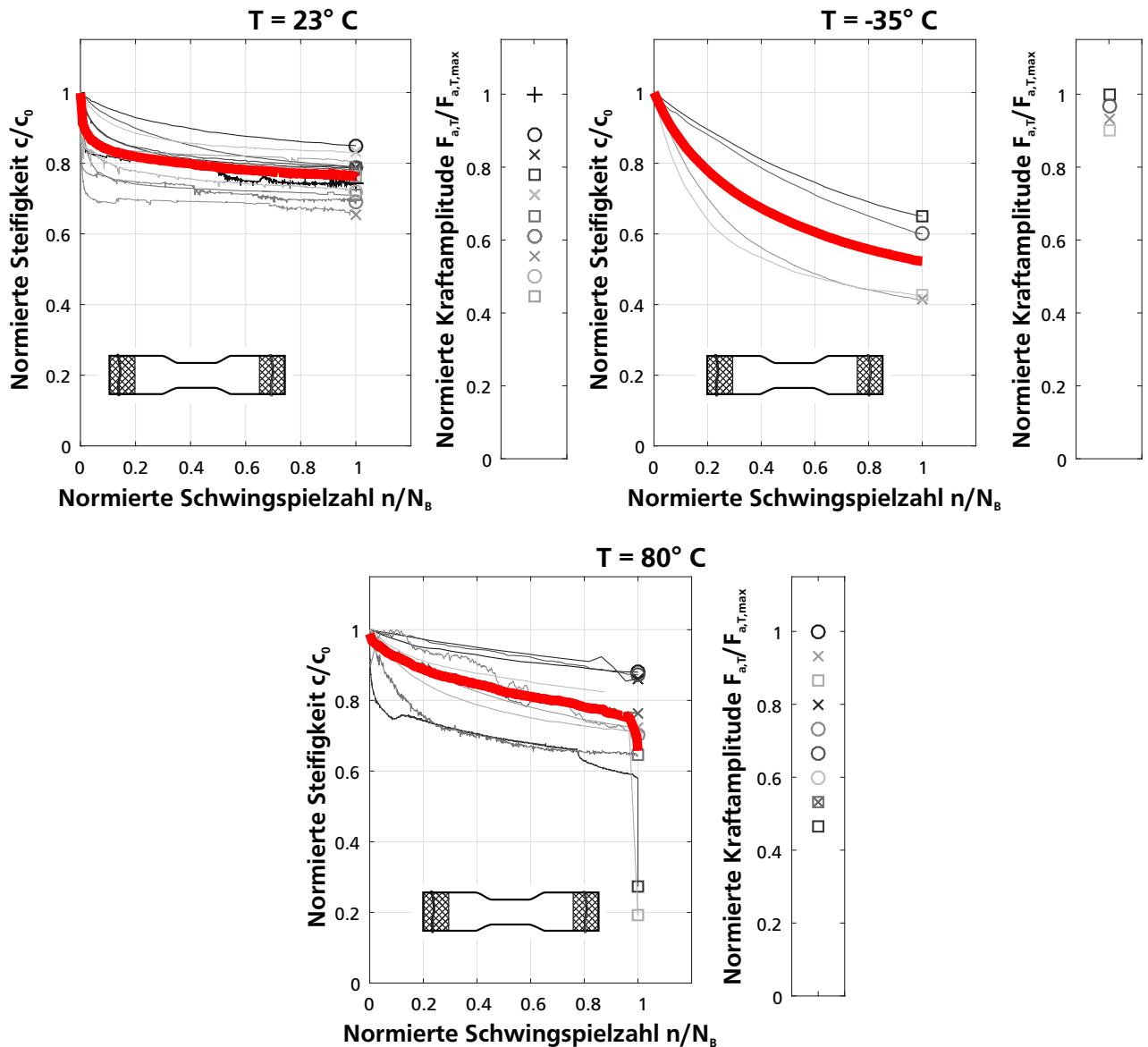


Abbildung 3.18.: Steifigkeitsverhalten Substanzprobe unter zugschwellender und thermischer Belastung BF2816L

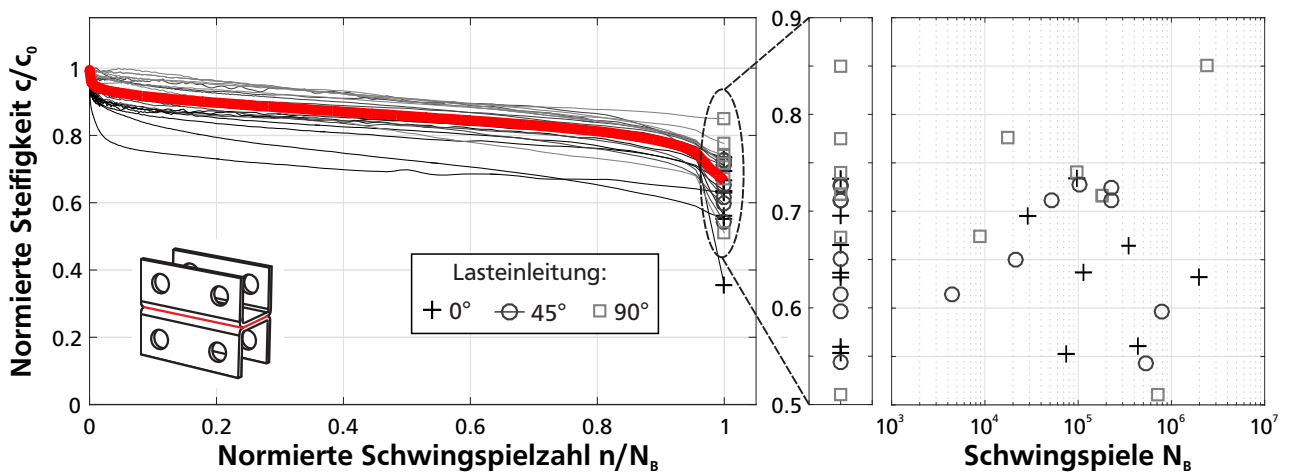


Abbildung 3.19.: Steifigkeitsverhalten KSII-Probe BF2816L unter zugschwellender Belastung

zwischen der Höhe der Belastung und der charakteristischen Merkmale der einzelnen Bereiche der Steifigkeitsverläufe (bspw. dem Steifigkeitsabfall zu Beginn oder der Reststeifigkeit bei Versagen) ist nicht erkennbar. Die ausgeprägte Temperaturabhängigkeit des Klebstoff kann auf das visko-elastische Verhalten zurückgeführt werden. So steigt bei höheren Temperaturen im allgemeinen die Bruchzähigkeit des Klebstoffes an [78, 92].

Das Steifigkeitsverhalten der KSII-Probe unter den Belastungsrichtungen  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $90^\circ$  ist in Abbildung 3.19 dargestellt, inklusive der Versagensschwingspielzahl  $N_B$  und Reststeifigkeit bei Versagen der Probe  $c_B/c_0$ . Auch hier zeigt die rote, hervorgehobene Linie den Mittelwert aller Degradationsverläufe – die Master-Degradationskurve. Ähnlich dem Verhalten der Substanzprobe kann ein starker Abfall der Steifigkeit zu Beginn des Versuchs gefolgt von einem annähernd linearen Abfall festgestellt werden. Ebenso gibt es keine eindeutige Korrelation zwischen dem charakteristischen Verlauf der Steifigkeit und der Belastungsrichtung. Gleiches gilt für die Versagensschwingspielzahl.

Ähnlich der Analyse der punktgeschweißten Proben ist in Tabelle 3.4 der gemittelte RMSE als Maß für die Abweichung der einzelnen Degradationsverläufe zur abgeleiteten Master-Degradationskurve sowie die Anzahl der zugrundeliegenden Steifigkeitsverläufe eingetragen. Mit Ausnahme der Sub-

**Tabelle 3.4.:** Anzahl und Abweichung der verwendeten Steifigkeitsverläufe zur Master-Degradationskurve des verwendeten Klebstoffs

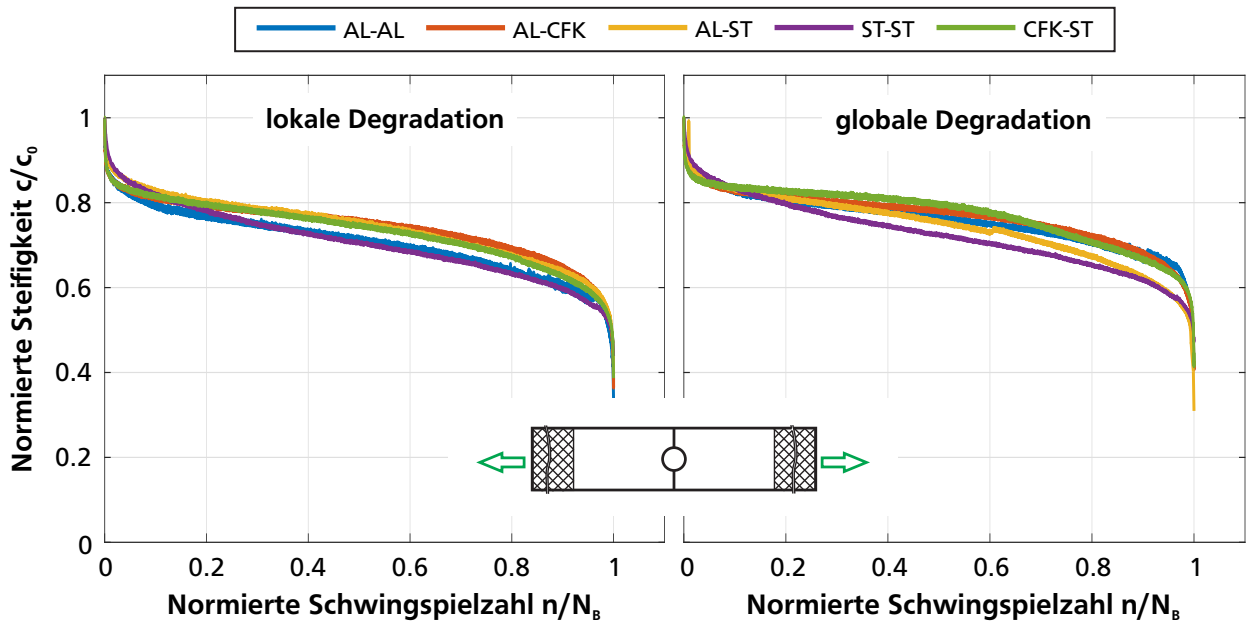
	Substanzprobe			KSII-Probe $0^\circ$ , $45^\circ$ und $90^\circ$
	$T = 23^\circ\text{C}$	$T = -35^\circ\text{C}$	$T = 80^\circ\text{C}$	
gemittelter RMSE	0.053	0.112	0.0765	0.0514
Anzahl Steifigkeitsverläufe	12	4	10	24

stanzprobe bei  $T = -35^\circ\text{C}$  bewegt sich der RMSE in einem moderaten Bereich. Bei der Bewertung des RMSE bei  $T = -35^\circ\text{C}$  ist die statistische stark eingeschränkte Aussagefähigkeit (bei einer geringe Grundgesamtheit von lediglich vier Steifigkeitsverläufen) zu berücksichtigen.

Neben der Belastungshöhe, -richtung oder einer zusätzlichen thermischen Belastung kann auch das zu fügende Grundmaterial einen Einfluss auf das Steifigkeitsverhalten der Verbindung haben. Dies ist von besonderem Interesse für Materialkombinationen, welche einen Fügepartner mit einem ausgeprägten Steifigkeitsdegradationsverhalten (wie bspw. CFK-Komponenten) besitzen. Das zyklische Verhalten unterschiedlicher Werkstoffkombinationen wurde an der gelochten Scherzugprobe näher untersucht. Hierzu wurden neben CFK-Stahl (CFK-ST) auch die Werkstoffkombinationen Stahl-Stahl (ST-ST), Aluminium-Stahl (AL-ST), Aluminium-Aluminium (AL-AL) und Aluminium-CFK (AL-CFK) näher untersucht. Das normierte Steifigkeitsverhalten für ausgewählte Proben unterschiedlicher Materialkombinationen, welche der gleichen Belastungsamplitude unterzogen wurden, ist in Abbildung 3.20 dargestellt. Prinzipiell ist ein sehr ähnliches Verhalten der unterschiedlichen Werkstoffkombinationen zu beobachten. Die lokale Degradationsmessung erfasst mittels eines clip-on Extensometers lediglich die lokale Steifigkeitsänderung im Bereich der Klebschicht. Die globale Degradation wird aus der gemessenen Kraft und dem Weg des Prüfzylinders in axiale Richtung ermittelt. Zwischen dem qualitativen Verlauf der lokalen und globalen Degradation können lediglich geringe Unterschiede beobachtet werden.

Ähnlich dem zyklischen Verhalten der ungekerbten CFK-Flachproben kann auch das Steifigkeitsverhalten der gelochten Scherzugprobe in die drei bereits erläuterten Bereiche unterteilt werden. Für die Proben mit gleichen Fügepartnern (AL-AL und ST-ST) kann in Bereich II eine (leicht) erhöhte Neigung festgestellt werden. Unter Berücksichtigung der vorhandenen Versuchsstreuung und





**Abbildung 3.20.:** Steifigkeitsverhalten geglebte gSEZ unterschiedlicher Materialkombinationen

Grundgesamtheit der verwendeten Steifigkeitsverläufe kann jedoch keine signifikante Abhängigkeit der zyklischen Probensteifigkeit je Materialkombination festgestellt werden. Das Steifigkeitsverhalten der Probe ist somit maßgeblich durch das zyklische Verhalten der Klebverbindung dominiert. Die zugehörigen Materialkennwerte des Grundwerkstoffes sowie restlichen Ergebnisse der zyklischen Untersuchungen (Versagensschwingspielzahl und Steifigkeitsverläufe) können Anhang C.2 entnommen werden.

Eine Hauptursache für die Steifigkeitsdegradation der Klebverbindung ist, ähnlich der CFK-Komponenten und Punktschweißverbindungen, der Anriss und Rissfortschritt der Klebschicht durch die in die Klebschicht eingetragene Schädigung resultierend aus der Schwingbelastung. Zur Veranschaulichung des Anrisses und Rissfortschritts zeigt Abbildung 3.21 das zyklische Verhalten der zugschwellend belasteten Napfprobe in Verbindung mit den Aufnahmen der thermoelastischen Spannungsanalyse. Die Lasteinleitung findet dabei in einem schrägen Winkel von  $\beta_1 = 60^\circ$  zur Hauptachse der Ellipse des Napfes und  $\beta_2 = 42^\circ$  zur aufgespannten Ebene der Grundplatte statt. Die Ergebnisse der TSA werden an drei ausgewählten Zeitpunkten ausgewertet. Im Bildausschnitt #1 ist die Summe der Hauptspannungen der ungeschädigten Klebschicht dargestellt. Die Klebschicht selbst liegt innerhalb der weiß-gestrichelten Linie. Im Bildausschnitt #2 ist ein erster Anriss der Klebschicht erkennbar. Dies zeigt sich durch die Umlagerung der Summe der Hauptspannungen (Verdunklung des relevanten Bereichs) im betrachteten Bildausschnitt. Gleichzeitig ist zu diesem Zeitpunkt ein beschleunigter Abfall der Steifigkeit der Probe zu beobachten. Im Bildausschnitt #3, kurz vor Bruch des Bauteils, zeigt sich eine deutlich ausgeprägte Rissfront. Diese führt schlussendlich zum Versagen des Bauteils. Die zugehörige Wöhlerlinie der Napfprobe ist in Anhang C.2 zu finden.

### 3.3.3 Vergleich des zyklischen Verhaltens weiterer Verbindungsarten

Neben den bereits eingeführten Verbindungstechniken finden im Automobilbau eine Vielzahl an weiteren, teils neuartigen Verbindungstechniken Anwendung. In diesem Abschnitt wird ein kurzer Überblick über die ausgewählten Technologien Schutzgas- (SG) und Remote-Laser-Schweißen (RLS) sowie das Hochgeschwindigkeits-Bolzensetzen (HVB) und deren zyklisches Verhalten gegeben. Abbildung 3.22 zeigt jeweils eine schematische Abbildung des Prozesses sowie ein Schlibbild der ent-

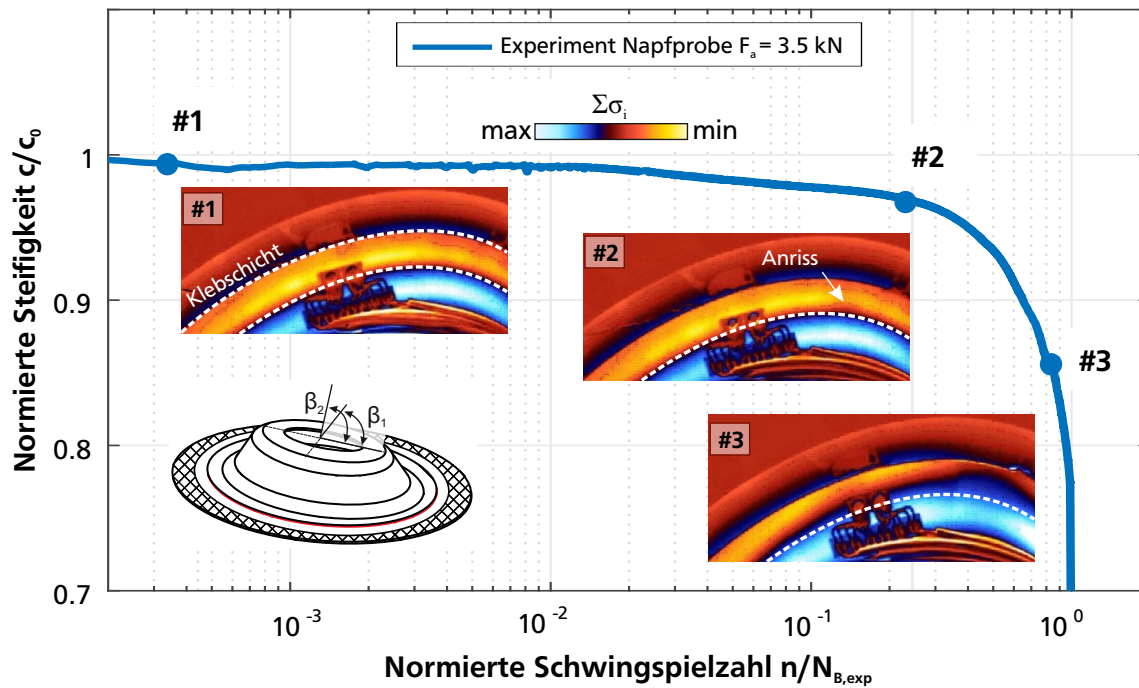


Abbildung 3.21.: Steifigkeitsverhalten und TSA Ergebnisse der Napfprobe

standenen Verbindung der einzelnen Fügetechnologien. Auf die Technologie des SG-Schweißens wird an dieser Stelle auf Grundlagenliteratur verwiesen, da sich dies bereits seit vielen Jahrzehnten als Fügeverfahren etabliert hat.

Beim **Remote-Laser-Schweißen** wird der Laser, durch den der Wärmeintrag ins Werkstück erfolgt, durch eine bewegliche Optik an die zu fügende Stelle gelenkt. Der Laser kann somit in einem gewissen Abstand vom Werkstück positioniert werden. Vorteile des Verfahrens sind zum einen die vergleichsweise hohe Geschwindigkeit des Prozesses sowie die Tatsache, dass das Werkstück lediglich von einer Seite zugänglich sein muss [130].

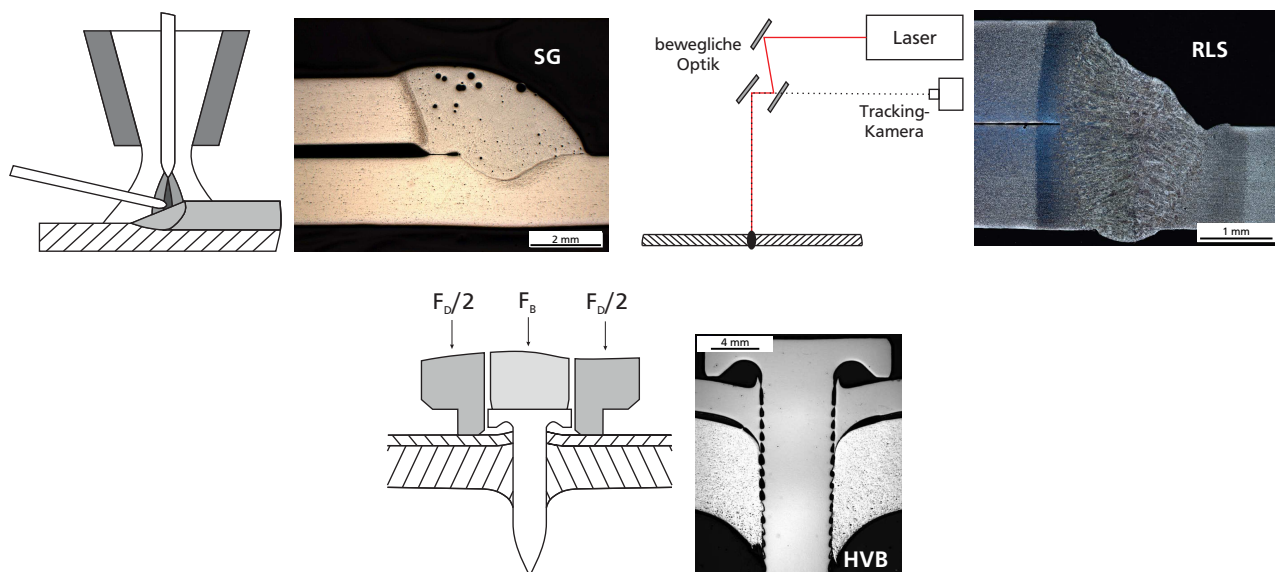
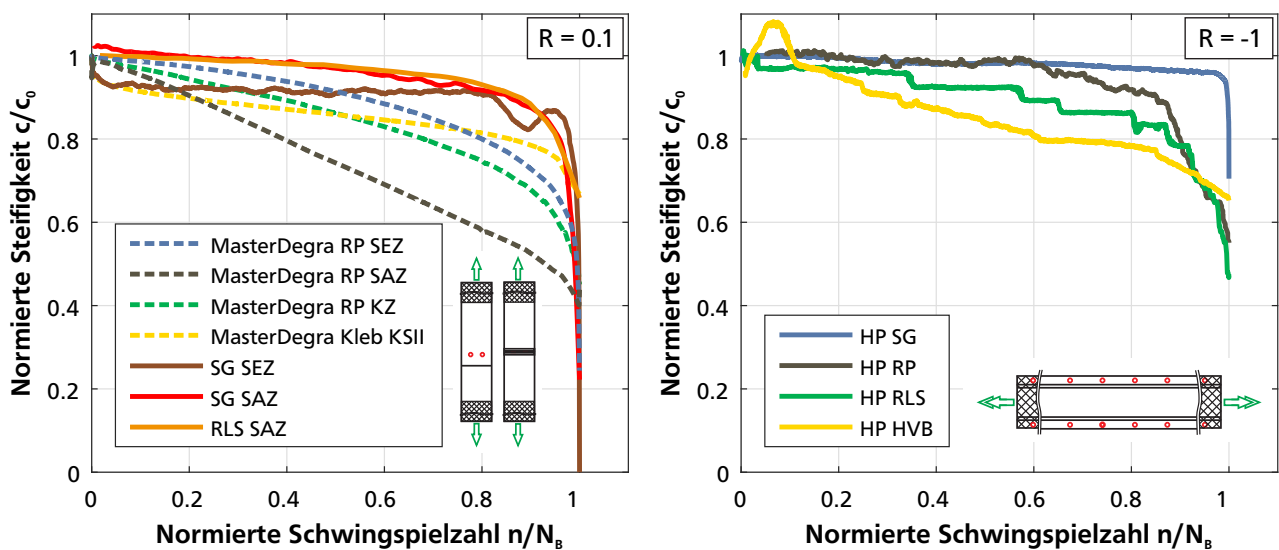


Abbildung 3.22.: Betrachtete Verbindungstechniken und deren Schliffbilder

**Hochgeschwindigkeits-Bolzensetzen** bezeichnet eine kraft- und / oder formschlüssige Verbindung. Während des Fügeprozesses wird ein nagelähnliches Fügemitte unter hoher Geschwindigkeit in die Fügepartner getrieben. Dabei ist keine Vorlochung der Fügepartner notwendig. Im ersten Schritt wird das Fügemitte positioniert. Dies ist gefolgt vom Eintritt in das Material sowie dessen Penetration. Im letzten Schritt wird das Fügemitte durch den Anpressdruck verspannt [131].

Zum Vergleich des zyklischen Verhaltens wurden konventionelle Scher- und Schälzugproben sowie das bauteilähnliche Hutprofil herangezogen. Die RLS Verbindung des Hutprofils wurde als Step-Naht - also nicht durchgehend - angefertigt. Die SG-Naht verbindet den Hut- und das Deckblech über die komplette Länge des Profils. Das zyklische Steifigkeitsverhalten der unterschiedlichen Proben und Verbindungstechniken ist in Abbildung 3.23 dargestellt. Die Steifigkeitsverläufe der RLS- und SG-



**Abbildung 3.23.:** Steifigkeitsverhalten ausgewählter weiterer Verbindungstechniken

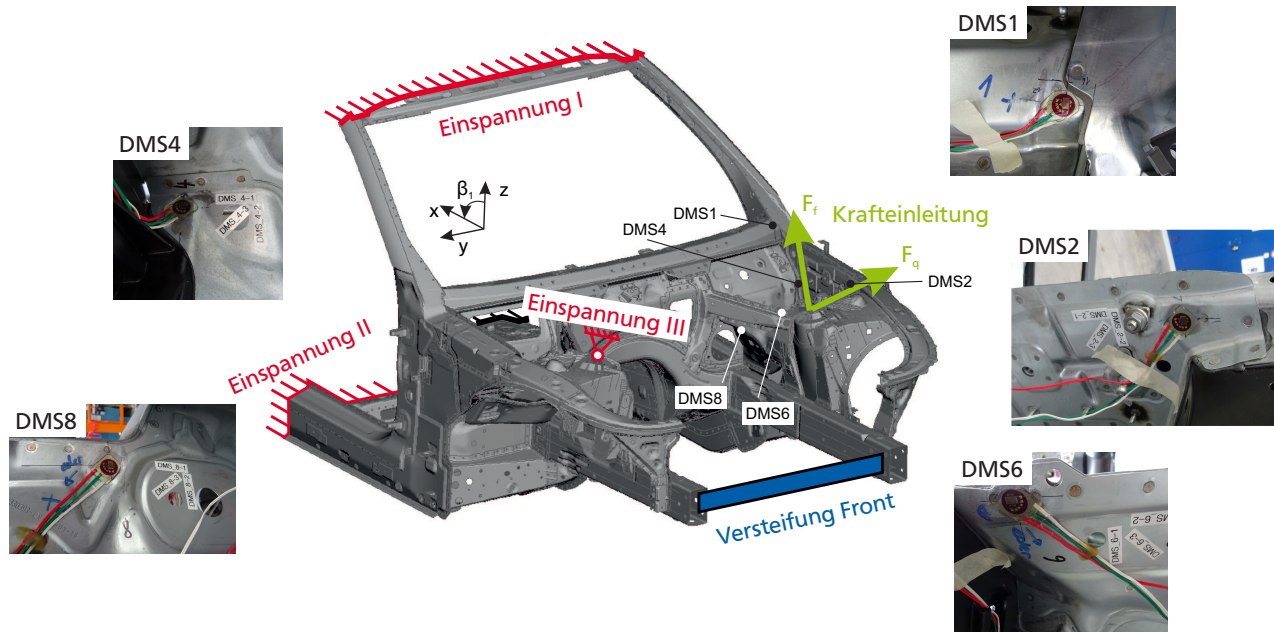
Schälzugprobe zeigen einen sehr ähnlichen Verlauf. Im Vergleich zur Master-Degradationskurve der punktgeschweißten Schälzugprobe zeigt sich eine deutlich geringere Steifigkeitsänderung über der Lebensdauer. Das zyklische Verhalten des HVB-gefügtten Hutprofils zeigt zu Beginn des Versuchs einen Anstieg der Probensteifigkeit um ca. 10 %. Dies ist in sämtlichen durchgeführten Versuchs zu beobachten und vermutlich auf Setzungen der einzelnen nagelähnlichen Fügemitte zurückzuführen.

Bei den Untersuchungen des RLS-HP ist ein stufenförmiger Verlauf zu beobachten. Dies ist, basierend auf den DMS-Messungen und Beobachtungen während des Versuchs, auf das Versagen der einzelnen RLS-Nähte zurückzuführen. Dieser Effekt tritt während des Versuchs schlagartig ein. Verglichen mit dem RP-HP zeigt das SG-HP zu Beginn einen ähnlichen Verlauf, gegen Ende des Versuchs eine deutlich geringere Sensitivität des Steifigkeitsverhaltens hinsichtlich der eingetragenen Schädigung.

### 3.4 Subsysteme aus dem Fahrzeugkontext

Abschließend wird das zyklische Steifigkeitsverhalten im Gesamtfahrzeugkontext näher untersucht. Ziel ist es, neben der Veranschaulichung des Steifigkeitsverhaltens an einem größeren Fahrzeugaufbau, den Einfluss des Einzeleffektes Degradation aufzuzeigen. Ebenso sollen Interaktionen zwischen den, teilweise gemeinsam verwendeten, Fügetechnologien Kleben und Punktschweißen untersucht werden.

Hierzu wurden Versuche an einem Fahrzeugvorderwagen einer aktuellen Limousine der gehobenen Mittelklasse durchgeführt. Zur Erfassung der lokalen Steifigkeitsänderungen der Verbindungselemente wurden zehn DMS-Rosetten je Vorderwagen appliziert. Insgesamt wurde bis zu 15-mal die zyklische Untersuchung unterbrochen und eine quasi-statische DMS-Messung durchgeführt. Ebenso wurde die globale Steifigkeit je Krafteinleitungsrichtung mittels der Messung der Prüfzylinderkräfte und -wege erfasst. Das Versuchs-Setup, die Krafteinleitung und Lagerung sowie ausgewählte DMS-Positionen sind in Abbildung 3.24 dargestellt. Der Versuchsaufbau wurde an den Einspannungen I



**Abbildung 3.24.:** Versuchsaufbau Degradationsuntersuchung Limousine Vorderwagen

und II auf Metallplatten geschweißt und lokal verstärkt. Diese Metallplatten wurden mittels Spannvorrichtungen im Prüffeld fixiert. An der Einspannung III wurden alle translatorischen Freiheitsgrade des Dämpferdoms fixiert. Zwei Kräfte wurde in Richtung normal zur Oberfläche des Dämpferdoms  $F_f$  und quer dazu  $F_q$  unter dem Winkel  $\beta_1 = 6.7^\circ$ , mit einer Phasenverschiebung von  $\varphi = 180^\circ$  und dem Spannungsverhältnis  $R = 0.1$  in den Vorderwagen eingeleitet. Eine vollständige Übersicht des Messplanes, der DMS-Messstützstellen und -Positionen ist in Anhang B.2 zu finden.

Insgesamt wurden Versuche an zwei Vorderwägen durchgeführt. Das Versuchs-Setup unterscheidet sich im Wesentlichen in der Höhe der aufgetragenen Belastung. Die Lasten des ersten Versuch sind um den Faktor 1.42 höher als im zweiten Versuch. Eine Zusammenfassung der zyklischen Belastung ist in Tabelle 3.5 gegeben. Zusätzlich wurde im zweiten Versuch am Übergang von A-Säule zur

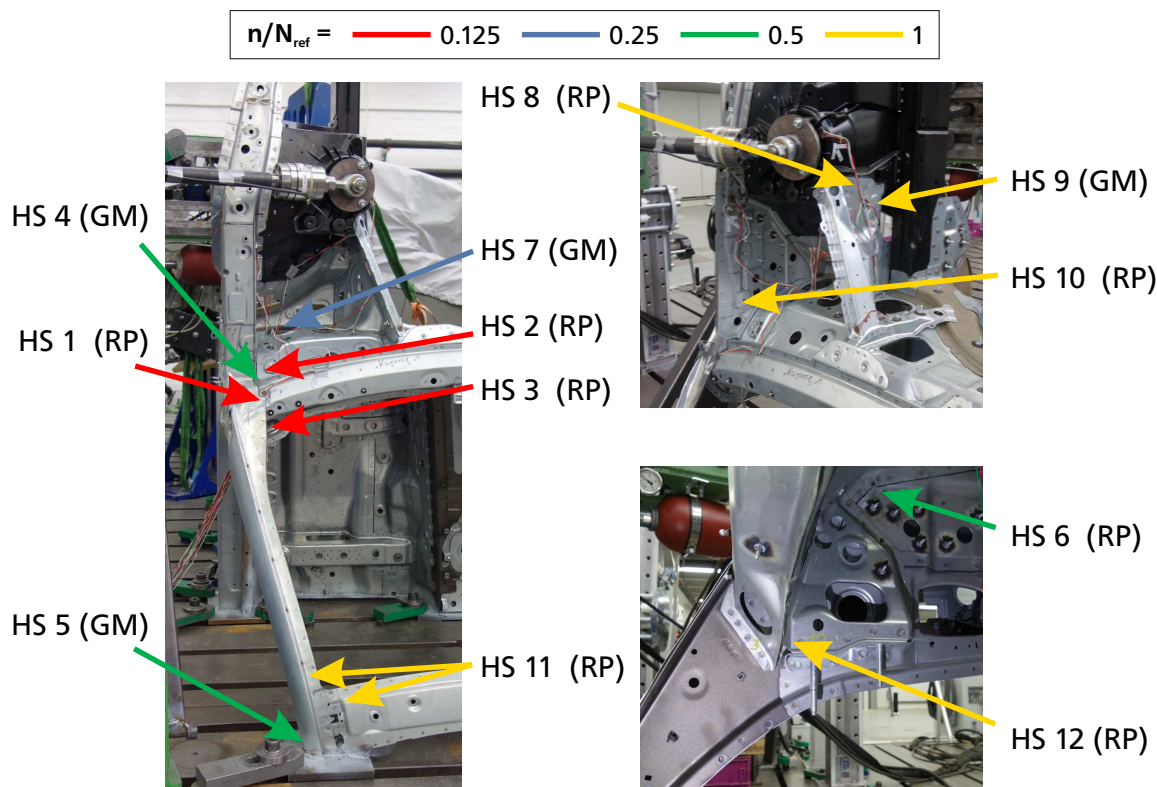
**Tabelle 3.5.:** Zyklische Belastung und DMS-Messungen der Versuche am Fahrzeugvorderwagen

Versuch Nr.	$F_{f,o}$ in kN	$F_{q,o}$ in kN	$R_f/R_q$	$f$ in Hz	$N_{ref}$	Anzahl DMS Messungen
1	18	8	0.01/0.01	3	$2 \times 10^5$	6
2	12.6	5.6	0.01/0.01	3	$1 \times 10^6$	15

Einspannung eine Verstärkung angeschweißt. Diese verhinderte erfolgreich einen Anriss nahe der Einspannung, wie im ersten Versuch beobachtet. Bilder hiervon befinden sich im Anhang B.2.



Die während Versuch 1 auftretenden Schäden sind, bis auf einen Anriss nahe der Einspannung, in Versuch 2 reproduzierbar. Durch die reduzierte Belastung treten diese jedoch erst zu einem späteren Zeitpunkt im Versuch auf. Die optisch erkennbaren Hot-Spots der Versuche, sortiert nach chronologischer Reihenfolge HS1 = erste und HS12 = letzte beobachtbare Auffälligkeit, sind in Abbildung 3.25 aufgeführt. Zusätzlich ist aufgeführt, ob der beobachtete HS aus einem beobachtbaren Riss im Grundmaterial (GM) oder Schweißpunkt (RP) resultiert. Ein Auftreten einer Auffälligkeit von HS



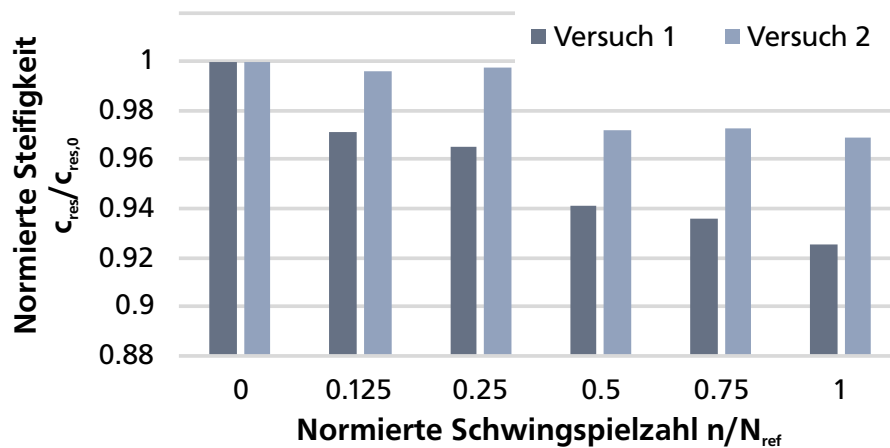
**Abbildung 3.25.:** Bereiche beobachtbarer Schädigung während Versuch 1

5 während des zweiten Versuchs konnte durch die angebrachte Verstärkung unterbunden werden. Durch die deutlich reduzierte Belastung in Versuch 2 konnte eine Schädigung der HS 8-12 nicht beobachtet werden.

Zur Auswertung der globalen Steifigkeit wurde die resultierende Kraft  $F_{res}$  in Verbindung mit dem resultierenden Weg  $l_{res}$  aus der Überlagerung der Einheitslasten  $F_f$  und  $F_q$  während der DMS-Messung herangezogen. Die globale Steifigkeitsdegradation berechnet sich demnach aus dem Quotient der Änderung der Kraftamplitude zur Schwingungsamplitude. In beiden Versuchen ist ein deutlicher Rückgang der globalen Steifigkeit auf bis zu  $c_{res}/c_{res,0} = 92.5 \%$  in Versuch 1 zu beobachten, siehe Abbildung 3.26. Insbesondere nach dem Anriss der Schweißpunkte in HS 1 ist eine deutliche Reduktion der globalen Steifigkeit in beiden Versuchen zu erkennen.

Die aus der Schädigung der Karosserie resultierende Änderung der lokalen Beanspruchung wurde mittels DMS erfasst. Hierzu wurden zu ausgewählten Zeitpunkten des Versuchs die zyklische Belastung unterbrochen und zur DMS-Messung zwei Einheitslasten simultan in die Lasteneileitungsrichtungen von  $F_f$  und  $F_q$  aufgebracht.

Die DMS-Messungen von Versuch 1 und 2 weisen mit Ausnahme DMS6 und -8, sowohl in Bezug auf die Höhe der gemessenen Dehnung, als auch in der Änderung der Dehnung über der Versuchsdauer (wenn vorhanden), ein ähnliches Verhalten auf. Die DMS5, -7 und -9-10 zeigen in keinem



**Abbildung 3.26.:** Globales Steifigkeitsverhalten des Fahrzeugvorderwagens

der Versuche eine signifikante Änderung der Dehnung über der Versuchsdauer. Bedingt durch das fehlende Schadensbild an den HS 8-12 in Versuch 2 ist in den DMS6 und -8 keine Änderung über der Versuchsdauer erkennbar. Einige exemplarische Ergebnisse der DMS-Messungen des Versuchs 1 unter der höheren Belastung sind in Abbildung 3.27 dargestellt. Die Ergebnisse der restlichen durchgeführten DMS-Messungen sind in Anhang C.3 aufgeführt.

Der deutliche Anriss mehrerer Schweißpunkte in HS 1 zeigt sich auch in den DMS-Messungen. So kann insbesondere an DMS1 in sämtlichen Messrichtungen sowie DMS2-1 ein deutlicher Rückgang beobachtet werden. DMS4 zeigt, insbesondere in Richtung 2, einen deutlichen Anstieg der ermittelten Dehnung. Dies indiziert eine Umlagerung des Lastpfades aus der A-Säule in den Unterflur des Fahrzeugs. Die Dehnung in DMS4-2 verringert sich im Laufe des Versuchs wieder, maßgeblich bedingt durch die zunehmende Schädigung in HS 7 und HS 10. Zusätzlich ist im Bereich des DMS4 eine hochbeanspruchte Klebschicht vorzufinden. Diese könnte durch die auftretende Steifigkeitsänderung ebenfalls zur Reduktion der ermittelten Dehnung in DMS4-2 beitragen. Eine detaillierte Aussage hierzu würde jedoch zusätzliche Informationen über den möglichen Rissbeginn und -fortschritt erfordern. Eine weitere Umlagerung des Lastpfades findet gegen Ende des Versuchs statt. Dies zeigt sich durch die Reduktion der Dehnung in DMS6 und der Zunahme der Dehnung in DMS8. Dieser liegt in einem Blech unterhalb der Strebe auf der DMS6 angebracht ist.

Insgesamt zeigt die Messung, insbesondere für den hochbeanspruchten Versuchs 1, ein ausgeprägtes Degradationsverhalten sowohl auf globaler als auch auf lokaler Ebene inklusive einer Umlagerung der Beanspruchung in zuvor weniger beanspruchte Bereiche. Die starke globale Änderung der Steifigkeit ist insbesondere auf das stark ausgeprägte Risswachstum im Grundmaterial bzw. der Einspannung zurück zu führen. Diese starke Änderung der globalen Steifigkeit wird im normalen Fahrbetrieb nicht erwartet und konnte auch in ähnlichen Versuchen mit weniger stark ausgeprägtem Risswachstum nicht beobachtet werden.

Die in diesem Kapitel gewonnen Erkenntnisse hinsichtlich des Steifigkeitsverhaltens der ausgewählten Proben und Strukturen dient den folgenden Kapiteln als Grundlage zur Ableitung und Überprüfung von diversen Berechnungsansätzen. Zusätzlich konnten die relevanten Einflussparameter auf das zyklische Verhalten und die Notwendigkeit deren Berücksichtigung nicht nur auf Probenebene sondern auch an einem Versuchsaufbau im Gesamtfahrzeugkontext gezeigt werden.

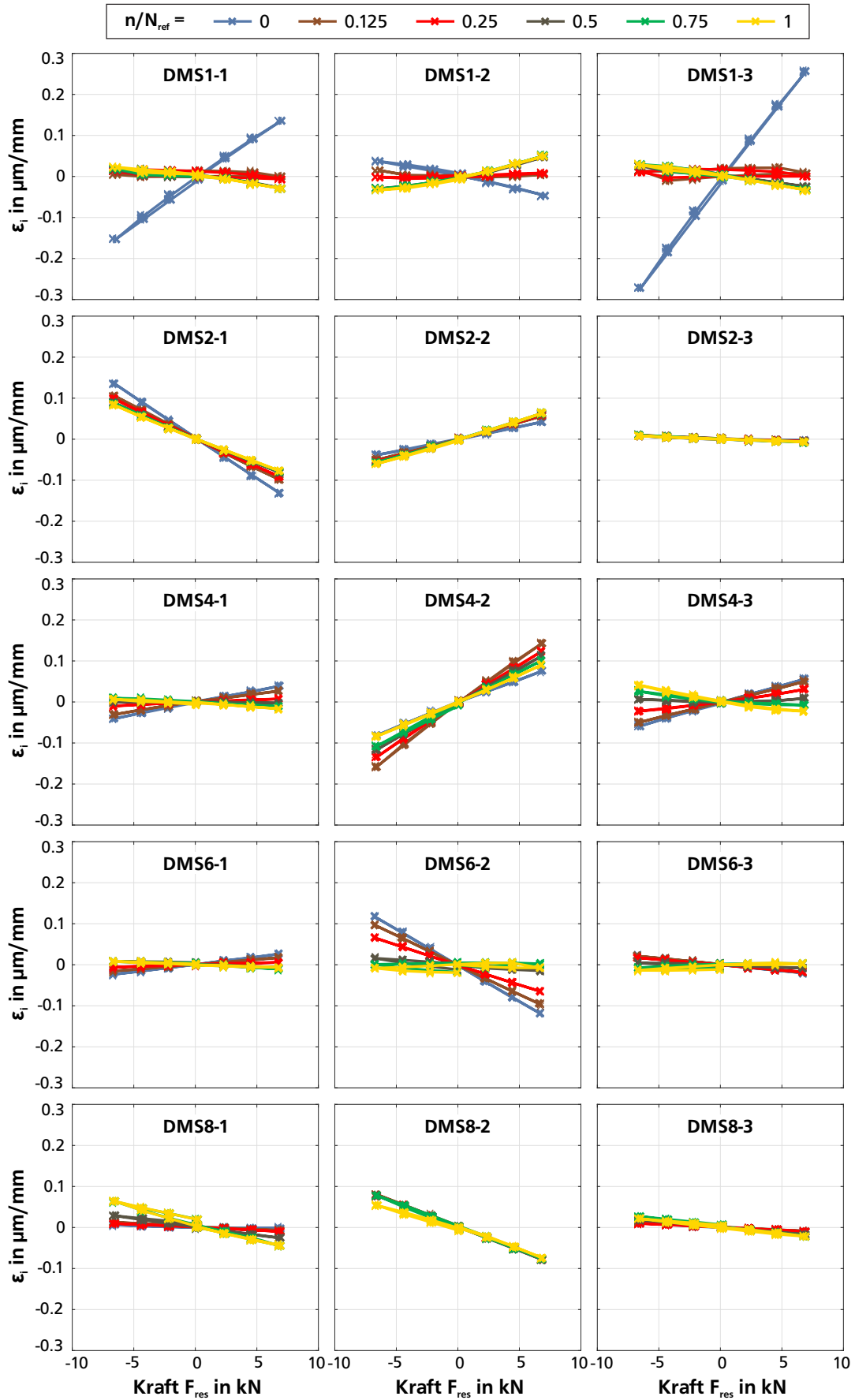


Abbildung 3.27.: Ausgewählte DMS-Ergebnisse des Fahrzeugvorderwagenversuchs 1





---

## 4 Modellentwicklung zur Berücksichtigung von Steifigkeitsdegradation

In diesem Kapitel wird das grundlegende Konzept zur virtuellen Lebensdaueranalyse unter Berücksichtigung des zyklischen Werkstoffverhaltens vorgestellt. Auf Basis einer für CFK-Komponenten bereits bestehenden und im openFALANCS-Betriebsfestigkeitssolver von Siemens LMS Virtual.Lab implementierten Methode (DegraCFK) von VAN PAEPEGEM werden Voruntersuchungen zum prinzipiellen Verhalten und der Eignung des Solvers durchgeführt. Auf Basis der Voruntersuchung werden die neuen Berechnungsansätze für die Verbindungsarten Punktschweißen (DegraRP) und Kleben (DegraKleb) entwickelt und parametrisiert.

Auszüge der nachfolgend gezeigten Berechnungsmodelle und Untersuchungen wurden bereits publiziert in [108, 116–118, 132].

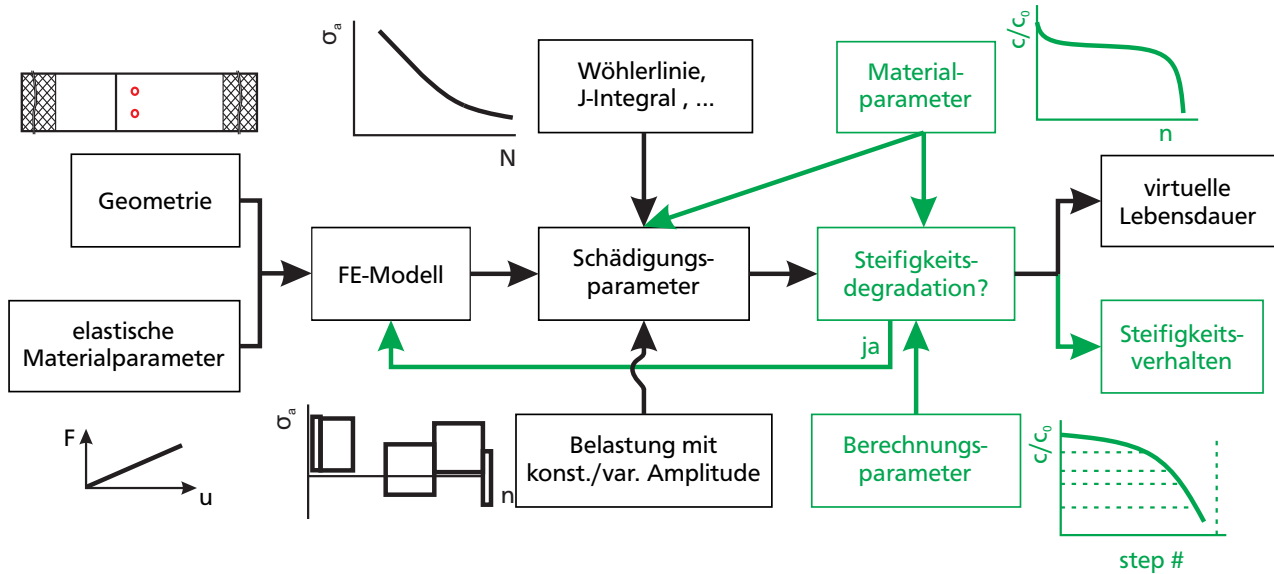
---

### 4.1 Grundlegendes Konzept

---

Die virtuelle Lebensdaueranalyse unter Berücksichtigung von Steifigkeitsdegradation unterscheidet sich teilweise sehr deutlich von einer konventionellen Lebensdauerberechnung. Eingangsdaten für beide Berechnungsmethoden sind, neben der Geometrie und elastischen Materialparametern, eine Angabe über das Belastungskollektiv, bspw. in Form von Last-Zeit-Reihen, sowie zyklische Werkstoffparameter. Basierend auf diesen Eingangsdaten wird in der konventionellen Vorgehensweise eine Schadenssumme berechnet und so bspw. die Schwingspielzahl bis zum Versagen der Struktur angegeben, je nach zugrundeliegender Wöhlerlinie und Schadensakkumulationshypothese. Für die Berücksichtigung von Steifigkeitsdegradation wird in dieser Arbeit eine schrittweise Berechnung vorgeschlagen. Hierzu sind zusätzliche Materialparameter erforderlich, welche das Steifigkeitsverhalten des zu betrachtenden Werkstoffes bzw. der Verbindung beschreiben. Ebenso bedarf es zusätzlicher Berechnungsparameter, welche das Verhalten (wie bspw. die Schrittweite der einzelnen Berechnungsschritte) der Berechnung kontrollieren. Nach einer bestimmten Anzahl an Schwingspielen muss die geänderte Steifigkeit in das FE-Modell übertragen werden und eine Neuberechnung der lokalen Beanspruchung erfolgen. Ein zusätzliches Ergebnis bei dieser Vorgehensweise ist neben der Versagensschwingspielzahl auch das Steifigkeitsverhalten der simulierten Struktur. Abbildung 4.1 zeigt das prinzipielle Vorgehen beider Simulationsmethoden. Die kommunalen Bausteine der Berechnung sind schwarz ausgeführt, die für die Degradationsmethodik notwendigen Parameter und Berechnungsschritte sind in grün hervorgehoben.

Die Berechnung der Schädigung in Kombination mit dem Steifigkeitsverlust einer Struktur würde prinzipiell in jedem Berechnungsschritt eine Schädigungsrechnung und eine FE-Neuberechnung erfordern. Da dies bei langen Lebensdauern zu aufwendig ist, gibt es traditionell verschiedene Ansätze, um die Berechnung sinnvoll durchführen zu können. Ein etablierter Ansatz wurde im Bereich der Verbundwerkstoffe eingeführt: der sogenannte N-Jump-Ansatz [5]. Dieser betrachtet den lokalen Steifigkeitsverlust an den Gaußpunkten  $\xi$  des FE-Modells in Form einer lokalen Schädigung  $D(\xi)$ , siehe Formel (2.17). Der N-Jump-Ansatz rechnet für jeden Gaußpunkt die Schädigung  $D(\xi)$  eines kompletten Schwingspiels. Der N-Jump Ansatz findet Anwendung bei der Belastung mit (abschnittsweise) konstanten Amplituden. Im N-Jump Ansatz wird angenommen, dass die folgenden Schwingspiele eine ähnliche Schädigung wie das bereits berechnete produzieren. Die Schädigung für die



**Abbildung 4.1.:** Prinzipielles Vorgehen der virtuellen Lebensdaueranalyse unter Berücksichtigung von Steifigkeitsänderungen

nächsten  $n$  Schwingspiele muss deshalb nicht berechnet, sondern lediglich extrapoliert werden. Dies minimiert den notwendigen Berechnungsaufwand. Da sich aufgrund des Steifigkeitsverlustes die Spannungen über der Zeit ändern und umlagern, kann die Extrapolation nur in einem gewissen Maß durchgeführt werden. Im N-Jump Algorithmus wird die Anzahl der zu extrapolierenden Schritte  $NJUMP_1(\xi)$  implizit über eine maximale lokale Schädigung  $\Delta D_{threshold}(\xi)$  nach Formel (4.1) berechnet.

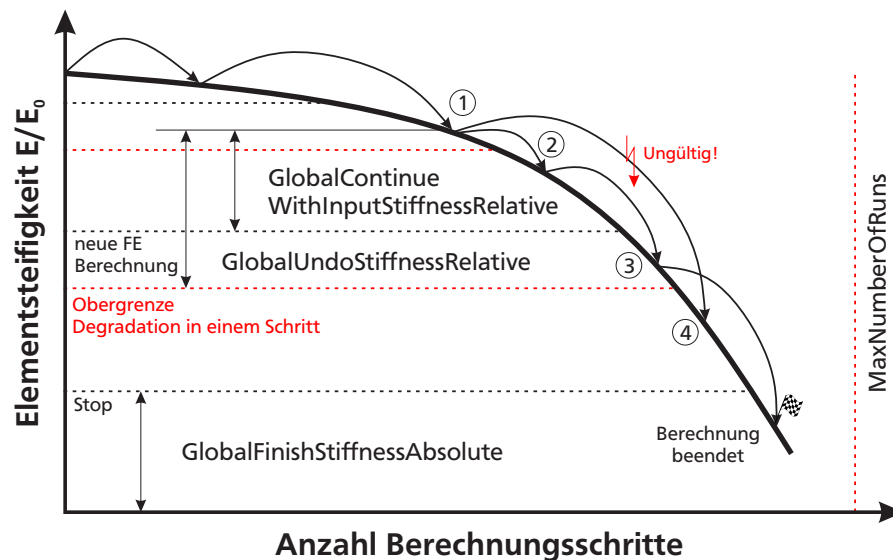
$$D_{threshold}(\xi) = D_{N+NJUMP_1(\xi)} - D_N(\xi) = \begin{cases} 10^{-20} & \text{wenn } D_N(\xi) = 0 \\ 0.5D_N(\xi) & \text{wenn } 0 < D_N(\xi) \leq 0.2 \\ 0.1 & \text{wenn } D_N(\xi) > 0.2 \end{cases} \quad (4.1)$$

Da die Schädigung lokal schnell ansteigen kann, sich der lokale Steifigkeitsverlust aber global wenig auswirkt, wird die globale Anzahl der Schritte  $NJUMP$  nicht als das Minimum aller  $NJUMP_1(\xi)$  gesetzt, sondern als ein (1-P%)-Quantil an P% Orten wird eine Überschreitung von  $D_{threshold}(\xi)$  zugelassen.

Für eine Belastung unter variablen Amplituden oder bei Verwendung von nichtlinearen komplexen Steifigkeitsdegradationsverläufen ist der N-Jump-Ansatz nur noch bedingt anwendbar. Zu Beginn der 90er Jahre wurde erstmals die Theorie der Hysterese-Operatoren auf die Betriebsfestigkeitssimulation angewandt und die Analogien zwischen Energiedissipation und linearer Schädigungsakkumulation untersucht [133, 134]. Basierend auf dieser grundlegenden Arbeit war es möglich, die Berechnung von der Rainflowzählung zu entkoppeln (im methodischen Sinn ist das rainflowbasierte Verfahren ein Spezialfall, der für die lineare Schädigungsakkumulation anwendbar ist). Damit sind auch nichtlineare Verfahren, bei denen sich das Schädigungsverhalten über die Zeit ändert, möglich [135, 136]. Somit können (für einen Berechnungsort) die Schädigungsakkumulation und der Steifigkeitsverlust lokal korrekt berechnet werden. Dabei kann im Gegensatz zur Extrapolation des N-Jump-Ansatzes auch ein komplexer Steifigkeitsabfallverlauf korrekt simuliert werden. Da aber ein lokaler Steifigkeitsverlust auch weiterhin eine Veränderung des globalen Verhaltens mit sich bringt, muss analog des N-Jump-Ansatzes zu bestimmten Zeitpunkten eine FE-Neuberechnung

durchgeführt werden. Im Prinzip werden auch dazu wieder eine maximale lokale Schädigung und ein (1-P%)-Quantil verwendet.

Dabei ist zu beachten, dass sich nun die lokalen Schädigungen nicht mehr einfach durch Extrapolation ergeben und im Voraus berechnet werden können, sondern jeweils lokal berechnet werden. Das prinzipielle Vorgehen ist in Abbildung 4.2 dargestellt. In einem Schädigungsschritt (Damage-Jump)



**Abbildung 4.2.:** Berechnungsparameter zur Simulation von Steifigkeitsänderungen [137]

wird überall die lokale Schädigung (und damit der lokale Schädigungsverlauf) berechnet und daraus das (1-P%)-Quantil berechnet, analog zum N-Jump-Ansatz. Danach wird die Schädigungsrechnung mit dem vorgeschädigten Werkstoffverhalten fortgeführt. Es kann durch zu große Berechnungsschritte allerdings vorkommen, dass der lokale Steifigkeitsverlust zu groß ist und schon Teile der Rechnung damit nicht mehr zu verwenden sind (bspw. in einem Sprung von 1 nach 4 in Abbildung 4.2). In diesem Fall wird dieser (zu große) Schädigungsschritt verworfen und die Schädigungsrechnung mit einem kürzeren Damage-Jump wiederholt (von 1 nach 2 und 2 nach 3).

## 4.2 Voruntersuchungen am Beispiel DegraCFK

An einer bereits überprüften und in Software implementierten Methode - DegraCFK - von VAN PAEPEGEM wurden erste Untersuchungen durchgeführt. Ziel dieser Voruntersuchung ist es, die Methode hinsichtlich deren Prognosegüte und Berechnungsperformance zu analysieren, Richtlinien zur Modellerstellung abzuleiten und die Übertragbarkeit des grundlegenden Konzeptes der Steifigkeitsdegradationssimulation auf die Verbindungstechniken Kleben und Punktschweißen zu bewerten.

Der angewendete Berechnungsansatz beruht auf den bereits eingeführten Untersuchungen von VAN PAEPEGEM [5], siehe Formeln (2.18) und (2.19). Diese basieren auf dem eingeführten Konzept aus Kapitel 4.1, welches in die Software Virtual.Lab implementiert wurde. Im ersten Schritt wird, basierend auf den experimentellen Resultaten der unterschiedlichen UD-Lagen, eine Parameteridentifikation durchgeführt. Hierzu muss die von VAN PAEPEGEM aufgestellte Differentialgleichung (DGL) gelöst und die zugehörigen Parameter mittels einer Minimierung der Abweichung der Fehlerquadrate bestimmt werden. Zur numerischen Approximation der Lösung der DGL wird MATLAB in Verbindung mit einem Adams-Bashforth-Moulton-PECE-Solver mit variabler Ordnung herangezogen [5, 138]. Dies ermöglicht die performante Adaption und Auswertung einzelner Parameter ohne die Nutzung eines FE-Modells. Ein Nachteil dieser Vorgehensweise ist, dass bei der Parameteridentifikation keine

Spannungsumlagerungen berücksichtigt werden können und die so ermittelten Materialparameter teilweise zu konservativ ausfallen. Der Einfluss dieses Effektes zeigt sich besonders deutlich bei der Simulation von Klebverbindungen und wird in Kapitel 4.3.2 näher beleuchtet. Die Ergebnisse der Parameteridentifikation sind in Tabelle 4.1 zusammengefasst. Insbesondere die Materialparameter

**Tabelle 4.1.: Materialparameter zur Beschreibung des Steifigkeitsverhaltens DegraCFK**

$\Theta$	$c_1$	$c_2$	$c_3$	$c_4$	$c_5$
$0^\circ$	$6.37 \cdot 10^{-9}$	$6.13 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{-9}$	$8.5 \cdot 10^{-5}$	1
$45^\circ$	$2.66 \cdot 10^{-10}$	$1.46 \cdot 10^{-2}$	$1.67 \cdot 10^{-8}$	$8.5 \cdot 10^{-5}$	1
$90^\circ$	$2.36 \cdot 10^{-8}$	$3.18 \cdot 10^{-3}$	$1.31 \cdot 10^{-8}$	$8 \cdot 10^{-5}$	0.01

$c_1$  und  $c_2$  unterscheiden sich bei den einzelnen Faserorientierungen  $\Theta$  teilweise deutlich. Dies kann durch die unterschiedlich stark ausgeprägte initiale Degradation in Bereich I des Steifigkeitsverlauf erklärt werden.

Ein entscheidender Punkt bei der Berücksichtigung der Steifigkeitsdegradation ist der Neuaufbau des FE-Modells mit geänderter Steifigkeit. Bei der implementierten Methode wird diese in einem Schädigungstensor  $\mathbf{D}$  mittels sog. Steifigkeitsreduktionsfaktoren  $d_{ij}$  in der Berechnung angepasst, Formel (4.2). Die Steifigkeitsreduktionsfaktoren ergeben sich dabei unmittelbar aus der Lösung der Differentialgleichung (2.18), je nach Belastungsrichtung.

$$\mathbf{D} := \begin{bmatrix} \sqrt{1-d_{11}} & 0 & 0 \\ 0 & \sqrt{1-d_{22}} & 0 \\ 0 & 0 & \sqrt{1-d_{12}} \end{bmatrix} \quad (4.2)$$

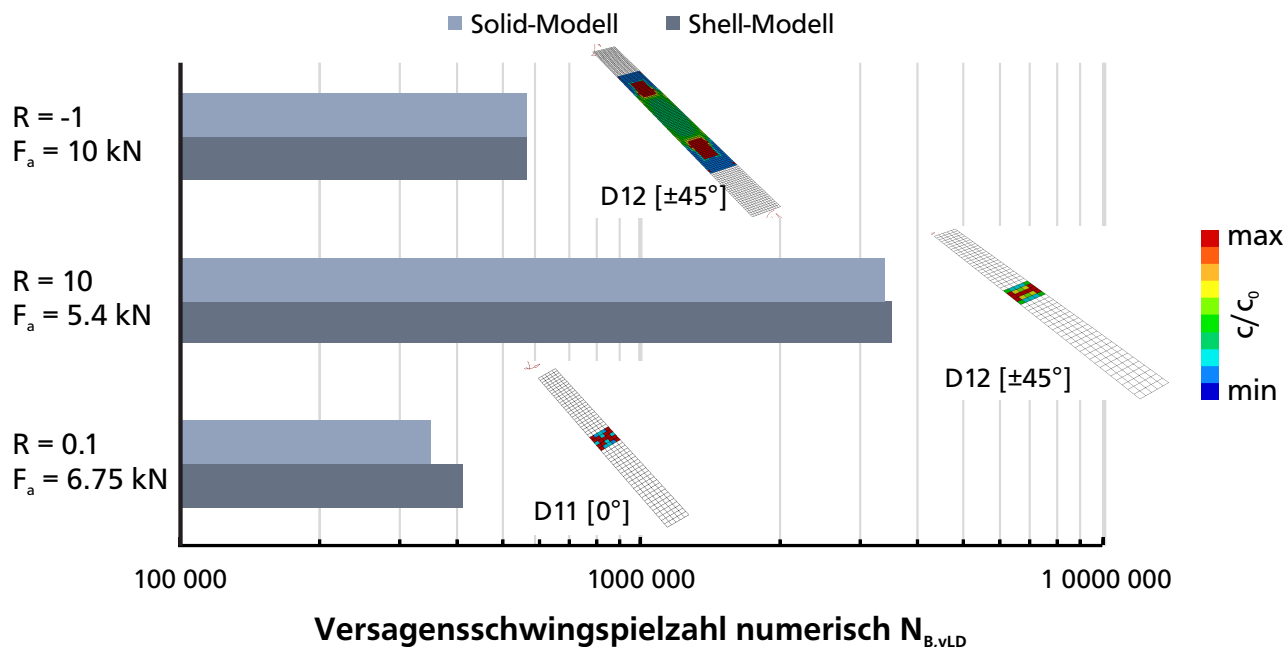
Der Steifigkeitsreduktionsfaktor  $d_{11}$  beschreibt dabei die Schädigung zugehörig zur Längsbeanspruchung,  $d_{22}$  die Schädigung zugehörig zur Querbeanspruchung und  $d_{12} = d_{21}$  die Schädigung zugehörig zur Schubbeanspruchung jeder einzelnen Lage des Laminats. Der Steifigkeitstensor der geschädigten Einzelschicht ergibt sich durch rechts- und linksseitige Multiplikation der Schädigungstensoren  $\mathbf{D}$  an den Steifigkeitstensor der unbeschädigten Einzelschicht  $\mathbf{C}$ , Formel (4.4) [5].

$$\sigma_{ij} = \mathbf{D} \mathbf{C} \mathbf{D} = \begin{bmatrix} (1-d_{11})C_{11} & \sqrt{1-d_{11}}\sqrt{1-d_{22}}C_{12} & 0 \\ \sqrt{1-d_{22}}\sqrt{1-d_{11}}C_{21} & (1-d_{22})C_{22} & 0 \\ 0 & 0 & (1-d_{12})C_{33} \end{bmatrix} \varepsilon_{ij} \quad (4.3)$$

$$\text{mit} \quad C_{ii} = \frac{E_i}{1-\nu_{12}\nu_{21}}, \quad C_{12} = \frac{\nu_{21}E_1}{1-\nu_{12}\nu_{21}}, \quad C_{33} = G_{12} \quad (4.4)$$

Um den Einfluss der Shell- bzw. Solid-Modellierung auf die Berechnungsergebnisse zu identifizieren, wurden im nächsten Schritt zwei FE-Modelle (Shell/Solid) der MD-Flachprobe aufgebaut und deren Lebensdauer, basierend auf den identifizierten Materialparametern, mit der Methode DegraCFK rechnerisch ermittelt. Die Elemente beider FE-Modelle besitzen eine Kantenlänge von  $l_e = 2$  mm. Im Solid-Modell besteht jede Lage aus MAT9 HEXA-Elementen mit der Dicke  $t$  des zugehörigen Grundmaterials (UD1-UD3). Das Shell-Modell greift auf MAT8 QUAD-Elemente mit linearer Ansatzfunktion zurück. Die Einspannung ist in beiden Modellen mit einer RBE2-Elementen ausgeführt. Die elastischen Materialparameter (E-Modul  $E_1$  und  $E_2$ ), Querkontraktionszahl  $\nu_{12}$  und Schubmodul  $G_{12}$  sowie die Zug- bzw. Druckfestigkeit basieren auf den durchgeführten quasi-statischen Experimenten und können Anhang D.1 entnommen werden.

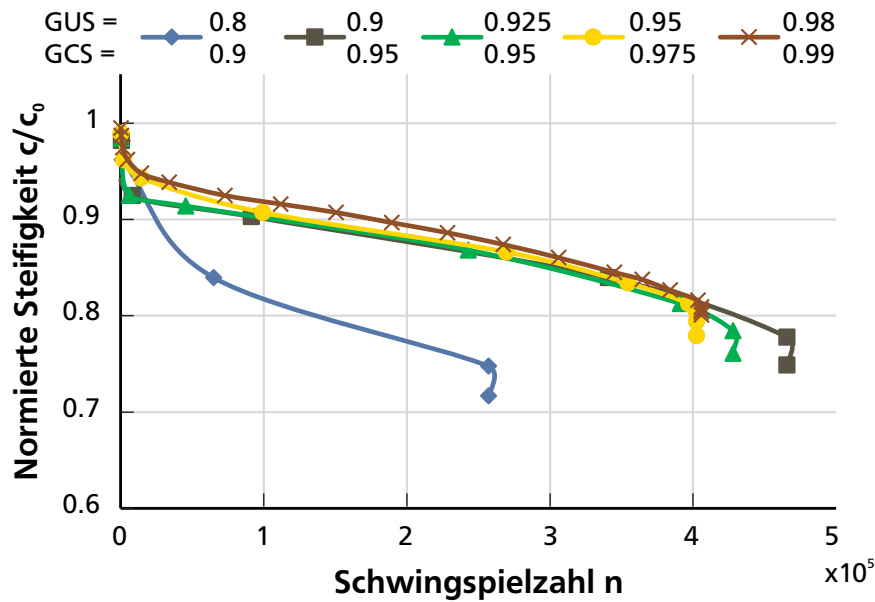
Ein Vergleich der Berechnungsergebnisse von Shell- zu Solid-Modellierung ist in Abbildung 4.3 dargestellt. Zusätzlich ist darin die lokale Degradation einer Lage des Shell-Modells illustriert. Als Berechnungsparameter wurde in dieser Untersuchung der mitgelieferte Standarddatensatz verwendet. Eine genauere Untersuchung des Einflusses der Parameter auf die Prognosegüte und Berechnungsperformance erfolgt im nächsten Schritt. Zwischen den beiden Modellierungsarten ist we-



**Abbildung 4.3.:** Ergebnisse der MD-Flachprobe bei Shell- bzw. Solid- Modellierung

der in Bezug auf die berechnete Versagensschwingspielzahl  $N_{B,VLD}$  noch in Bezug auf das lokale Steifigkeitsverhalten der einzelnen Lagen ein signifikanter Unterschied erkennbar. Dies erlaubt die Schlussfolgerung, dass (wenn möglich) Shell-Elemente verwendet und die berechnungsintensive Solid-Modellierung vermieden werden kann. Sämtliche weiteren Untersuchungen der DergaCFK Methode basieren auf der Shell-Modellierung.

Die Identifikation des Einflusses der Berechnungsparameter sowie die Sicherstellung der Konvergenz des Berechnungsergebnisses wird mittels einer Sensitivitätsanalyse der einzelnen Parameter aus Abbildung 4.2 durchgeführt. Hierzu werden im wesentlichen die Parameter *GlobalContinueWithInputStiffnessRelative* (GCS - Obergrenze) und *GlobalUndoStiffnessRelative* (GUS - Untergrenze) variiert. Eine hohe Spreizung von GCS und GUS ermöglicht eine schnelle Berechnung mit nur wenigen Berechnungsschritten. Gleichzeitig werden jedoch mögliche Spannungslagerungen nur sehr stark vereinfachend abgebildet. Dies kann zu ungenauen Ergebnissen führen. Für die Konvergenzuntersuchung wurden die Parameter im Bereich von  $0.9 \leq GCS \leq 0.99$  und  $0.8 \leq GUS \leq 0.99$  variiert, unter der Restriktion  $GCS > GUS$ . Bewertet werden sowohl die Versagensschwingspielzahl als auch das Steifigkeitsverhalten. Die Ergebnisse der Untersuchung sind in Abbildung 4.4 dargestellt. Mit zunehmenden Berechnungsgrenzen kann eine Konvergenz hin zum Ergebnis unter Verwendung von  $GUS = 0.98$  und  $GCS = 0.99$  festgestellt werden. Parallel nimmt die Berechnungsdauer jedoch signifikant zu. Die Kombination aus 0.975/0.95 stellt einen akzeptablen Kompromiss zwischen Berechnungsdauer und Prognosegüte dar. Diese Kombination wird fortan als Standardwert herangezogen, wenn nicht abweichend deklariert. Der Berechnungsparameter *GlobalAllowedRelativeNumber* (GARN - (1-P%) Quantil) wurde auf 5 % und die Versagenssteifigkeit (GFSA) je Element auf 2 % festgelegt. Insbesondere der Parameter GARN ist stark von der Modellgröße abhängig und muss bei größeren Modellen mit einer hohen Anzahl an für die Degradation berücksichtigten Elementen ggf. reduziert werden.



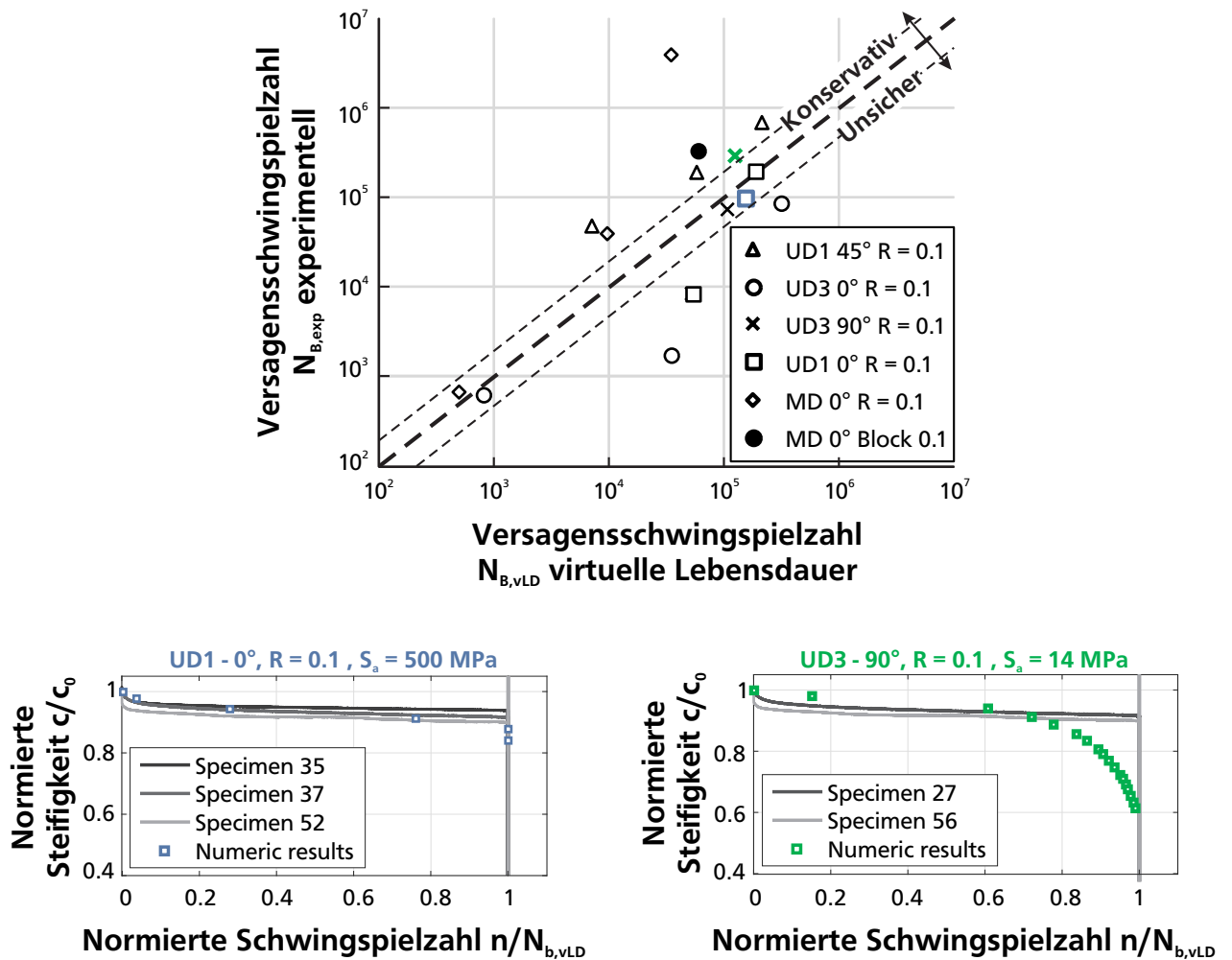
**Abbildung 4.4.:** Konvergenzuntersuchung zur Ableitung der Berechnungsparameter

Neben Untersuchungen zur Konvergenz oder Modellierung ist die Prognosegüte ein zentraler Aspekt der Voruntersuchung. Hierzu wurden mit dem identifizierten Parameterset Berechnungen mit unterschiedlichen Laminataufbauten, Belastungsrichtungen und -kollektiven durchgeführt. Diese werden nachfolgend bezüglich der Versagensschwingspielzahl und dem Steifigkeitsverhalten bewertet. Abbildung 4.5 zeigt den Vergleich der Simulationsergebnisse mit den experimentell ermittelten Resultaten. Zusätzlich ist ein Streuband von  $N_{B,exp}/N_{B,VLD} = 2$  eingezeichnet. Insgesamt wurden Berechnungen mit 15 unterschiedlichen Lasthorizonten und Lagenaufbauten im zugschwellenden Bereich durchgeführt. Die Mehrheit der Berechnungsergebnisse liegt im konservativen Bereich. Als unsicher bzw. risikobehaftet können ca. 40 % der Ergebnisse angesehen werden, wobei lediglich zwei Ergebnisse um einen Faktor von  $N_{B,VLD}/N_{B,exp} > 4$  abweichen. Grund dafür ist unter anderem die vergleichsweise flache Neigung der Wöhlerlinien (bspw. MD-Laminat mit  $k = 34$ ). Für diese resultieren bereits kleine Änderungen in der Beanspruchungshöhe in großen Änderungen der Versagensschwingspielzahl. Ein exemplarischer Vergleich der Steifigkeitsverläufe zeigt für das UD1-Laminat unter  $\alpha = 0^\circ$  eine gute Übereinstimmung von Simulation und Experiment. Für das UD3-Laminat unter  $\alpha = 90^\circ$  weicht insbesondere die simulativ ermittelte Steifigkeit in Bereich III deutlich vom Experiment ab. Dies ist darauf zurückzuführen, dass unter Belastung in  $\alpha = 90^\circ$ -Richtung insbesondere das Verhalten der Matrix und nicht der Faser des unidirektionalen Laminats abgeprüft wird.

Neben der globalen Probensteifigkeit werden auch lokale Beanspruchungsgrößen von Simulation und Experiment miteinander verglichen. Hierzu wurde eine lokale Dehnungsmessung der gelochten MD-Probe, unter der Verwendung der digitalen Grauwertkorrelation (DIC), durchgeführt. Basierend auf den eingeführten Berechnungs- und Modellierungsparametern wurde das FE-Modell der gelochten Flachprobe erstellt. Zum Vergleich von Simulation und Experiment werden zwei lokale Kenngrößen herangezogen. Dies sind die translatorische Verschiebungskomponente (ausgewertet über die Probenbreite  $b$  in einem definierten Abstand von 5 mm zur Kerbe, siehe Abbildung 4.6) und die lokal ermittelten Dehnungen.

Der Vergleich der translatorischen Verschiebung zu unterschiedlichen Zeitpunkten in der Simulation und dem Versuch zeigt eine gute Übereinstimmung, siehe Abbildung 4.6. Der Referenzpunkt zur Ermittlung der translatorischen Verschiebung liegt im Kreismittelpunkt der zentralen Kerbe. Die absoluten Verschiebungen und deren Änderung während des Versuchs kann in ähnlicher Höhe auch in



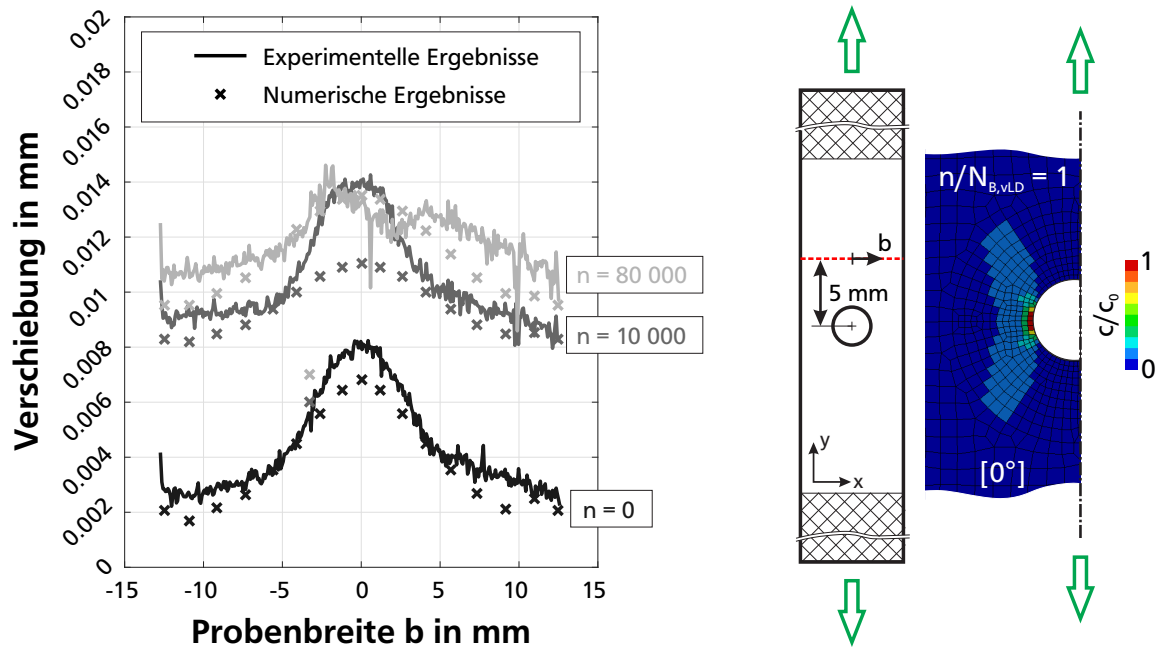


**Abbildung 4.5.:** Simulierte vs. experimentelle Lebensdauer uni- und multidirektionales Laminat unter Belastung mit konstanter Amplitude

der virtuellen Lebensdauernalyse abgebildet werden. Lediglich im Schatten der zentralen Kerbe in den Bereich  $-2 \text{ mm} \leq b \leq 2 \text{ mm}$  wird die Verschiebung, insbesondere bei  $n = 10\,000$ , unterschätzt. Wird die lokale Degradation der einzelnen Elemente zum Ende des Versuchs analysiert, so zeigt sich die vollständige Degradation  $c/c_0 = 1$  der 0°-Lage im hochbeanspruchten Bereich der Kerbe.

Im Gegensatz zur Auswertung der Verschiebung ist ein quantitativer Vergleich der ermittelten Dehnung nicht zielführend. Dies liegt maßgeblich am Verhältnis der Elementkantenlänge der verwendeten Elementierung zur charakteristischen Größe eines Schädigungsbereichs im Material. Wie bereits in Kapitel 3.2 gezeigt, resultiert die Steifigkeitsdegradation aus der lokalen Schädigung des Materials wie bspw. Faser- oder Matrixbrüchen. Da die Elementkantenlänge ein Vielfaches des Durchmessers einer einzelnen Faser beträgt, können die lokal auftretenden Dehnungsänderungen nicht mit den Dehnungen eines Elements verglichen werden. Der qualitative Vergleich der Dehnungen, siehe Abbildung 4.7, eignet sich jedoch sehr gut, um die Fähigkeiten und Grenzen der DegraCFK Methodik aufzuzeigen. In y-Richtung kann die maximale Dehnung, sowohl in der Simulation als auch im Versuch, im hochbeanspruchten Bereich des Lochrandes beobachtet werden. Die Zunahme der Dehnung in y-Richtung  $\varepsilon_y$  über die gesamte Probe hinweg resultiert aus Matrixrissen die im Laufe des Versuchs fortschreiten, siehe hierzu die Ergebnisse der konventionellen Flachprobe aus Abbildung 3.9. Generell ist sowohl in x- als auch in y-Richtung eine Umlagerung der Dehnung während des Versuchs zu beobachten. Diese kann meist simulativ abgebildet werden. Der maßgebliche Versagensmodus der





**Abbildung 4.6.:** Verschiebung um den Kerbgrund gelochte CFK Probe vs. Simulation

Probe ist die Delamination beginnend am Rand der Bohrung. Da die DegraCFK-Methode aktuell lediglich Versagen in der Ebene berücksichtigt, kann dieser Versagensmodus simulativ nicht abgebildet werden.

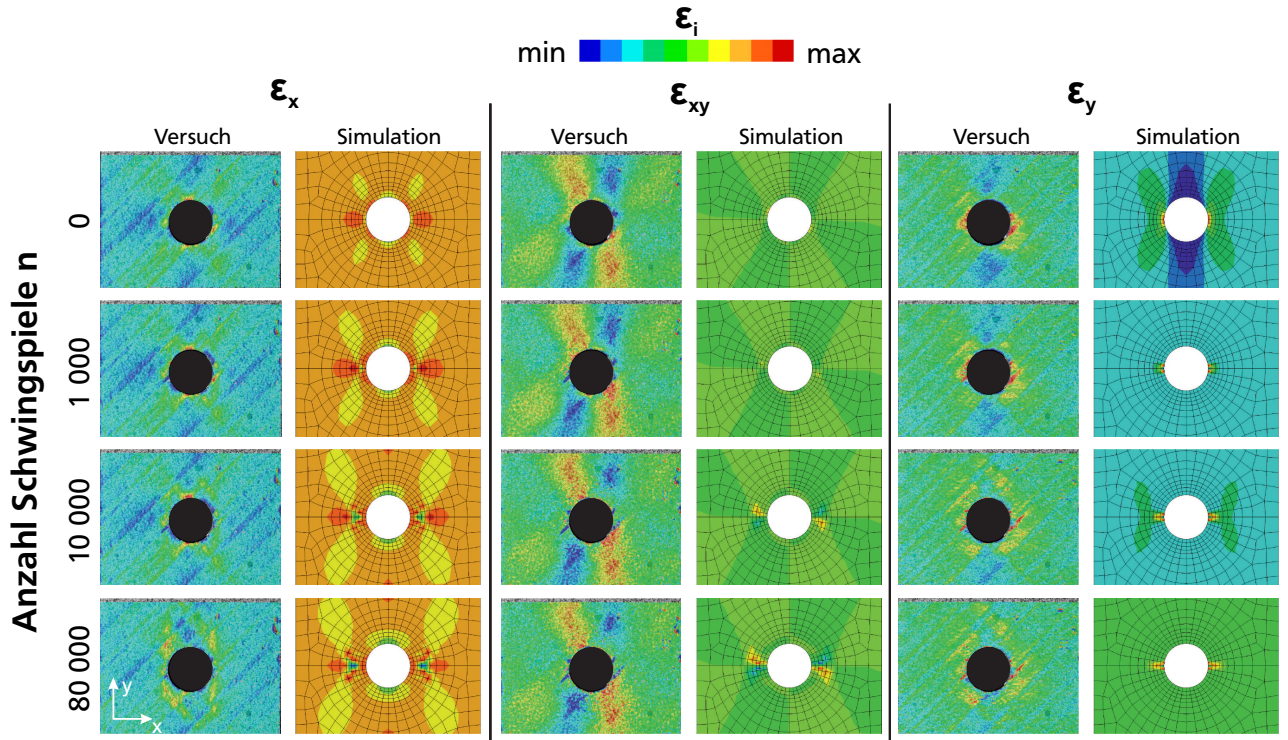
Zusammenfassend bleibt festzustellen, dass die grundlegende Methodik in Verbindung mit der verwendeten Solverschnittstelle gut geeignet ist, um Steifigkeitsänderungen einer CFK-Komponenten in der virtuellen Lebensdaueranalyse zu berücksichtigen. In der jetzigen Implementierung können lediglich Steifigkeitsänderungen resultierend aus einer Schädigung in der Ebene des Laminats berücksichtigt werden. Die abgeleiteten Berechnungsansätze, -parameter und Modellierungsrichtlinien eignen sich gut als Startpunkt für die Ableitung der Methoden DegraRP und DegraKleb, müssen aber stets hinterfragt und für jede Methodik selbst überprüft werden.

### 4.3 Modellierung und Abgleich des lokalen Werkstoffverhaltens gefügter Strukturen

Zur Ableitung der nachfolgenden Berechnungsansätze werden die in Kapitel 3.3 bestimmten Master-Degradationskurven sowie das eingeführte grundlegende Berechnungskonzept sowie die Voruntersuchung der DegraCFK-Methode herangezogen.

#### 4.3.1 DegraRP

Wie auch schon bei der DegraCFK-Methode ist ein wesentlicher Bestandteil der DegraRP-Methode die Anpassung des FE-Modells nach erfolgter Steifigkeitsdegradation. Die lokale Reststeifigkeit jedes Schweißpunktes  $c_{res}(t_{j+1})$  im Zeitpunkt  $j + 1$  wird mittels den in Kapitel 3.3 bestimmten normierten Master-Degradationskurven, abhängig des zugrundeliegenden Beanspruchungszustandes, bestimmt. Die Schädigung  $D$  an den einzelnen Schweißpunkten entspricht der normierten Versagenschwingspielzahl  $n/N_B$ . Da in den meisten Fällen keine reine Scher-, Schäl- oder Kopfbzugbeanspruchung



**Abbildung 4.7.:** Vergleich gemessener und simulierter Dehnungen an einer gelochten Probe

vorliegt, werden die unterschiedlichen Kombinationen mit den dazugehörigen Faktoren  $k_1 - k_3$  und Steifigkeitsverlusten  $c_i(D)$  mit  $i = 1, 2$  und  $3$  gewichtet, siehe Formeln (4.5)-(4.7).

$$c_{\text{res}}(t_{j+1}) = c_{\text{res}}(t_j) + \Delta c_{\text{res}}(t_j) \quad (4.5)$$

$$\Delta c_i(t_j) := c_i(D(t_{j+1})) - c_i(D(t_j)) \quad (4.6)$$

$$\Delta c_{\text{res}}(t_j) = \sum k_i(t_j) \Delta c_i(t_j) \quad (4.7)$$

Aufgrund der unterschiedlichen Softwareumgebungen steht die Verwendung von Steifigkeitsreduktionsfaktoren nicht zur Verfügung. Das FE-Modell muss daher direkt angepasst werden.

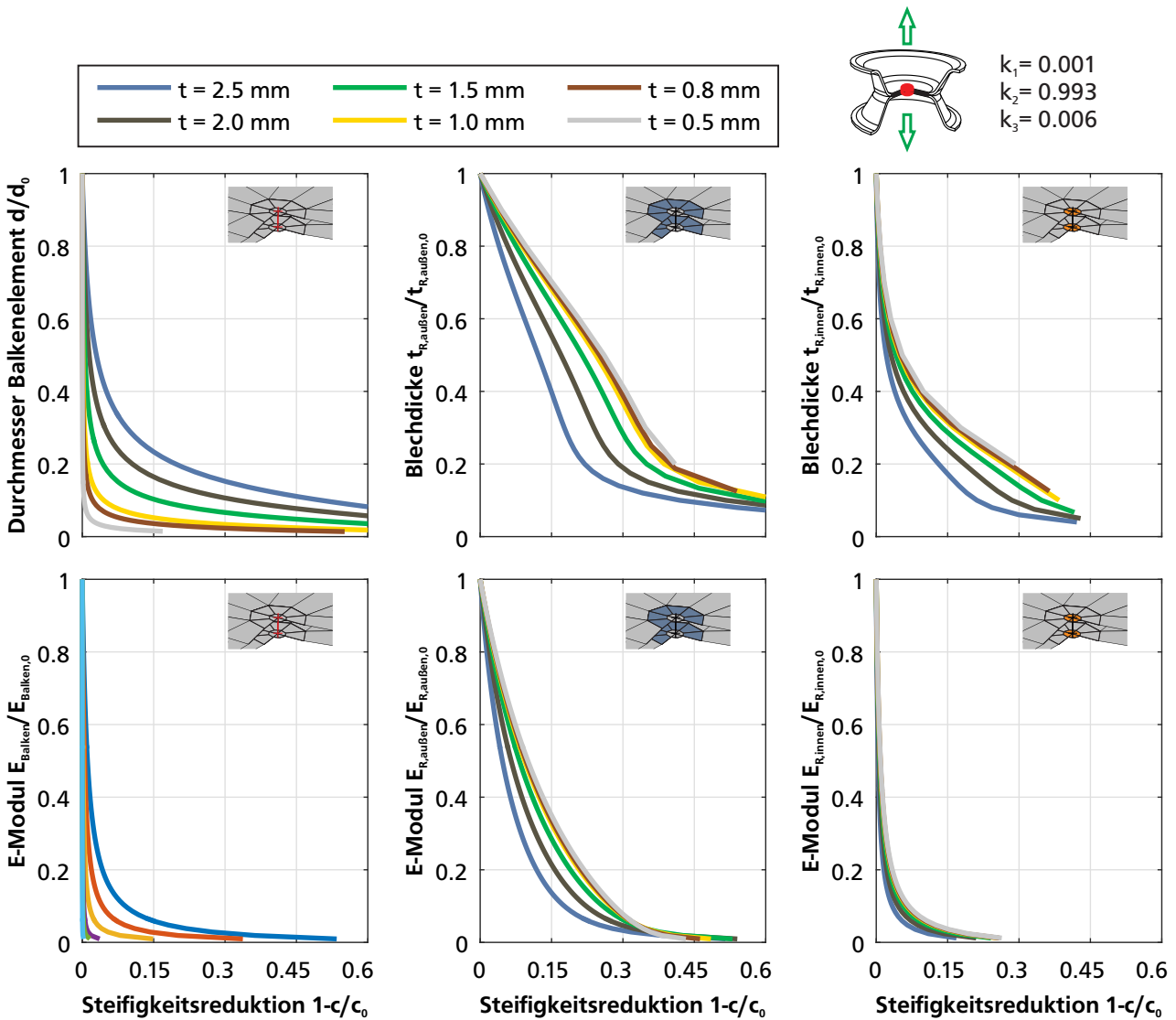
Im Wesentlichen stehen vier Möglichkeiten zur Verfügung, um eine geänderte Steifigkeit über die Ronden des Schweißpunkts einzustellen. Dies kann über die Anpassung:

1. des E-Moduls einzelner Ronden  $E_R$ ,
2. des E-Moduls des Balkens  $E_{\text{Balken}}$ ,
3. der Blechdicken der Ronde  $t_R$ ,
4. des Balkendurchmessers  $d_{\text{Spot}}$  erfolgen.

Darüberhinaus ist eine Anpassung der Steifigkeit über eine Modellierung des Risswachstums (im Shell-Modell über das Lösen einzelner Knoten in der Umgebung der Ronde) bzw. durch eine Anpassung der Parameter Blechdicke oder E-Modul im Umkreis der Ronde denkbar. Insbesondere der erste Ansatz wurde bereits für eine Solid-Modellierung überprüft und zeigt vielversprechende Resultate [10]. Aus der Sicht der späteren Anwendung der Methodik sind die beiden letztgenannten

Vorgehensweisen jedoch zu komplex und rechenintensiv, um sie robust und automatisiert auf über 5000 Schweißpunkte eines Fahrzeugs anwenden zu können.

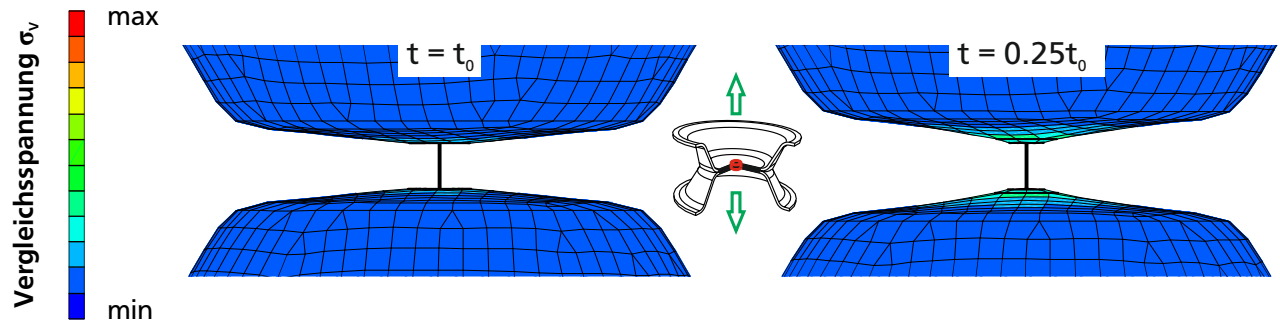
Auf Basis der Rohr- und KS-Probe wurden unterschiedliche Parameterstudien durchgeführt, welche den Zusammenhang zwischen Reststeifigkeit der Probe und der einzelnen Materialparameter aufzeigen. Beispielhaft sind die Ergebnisse der KS-Probe unter Kopfzugbelastung für unterschiedliche Blechdicken  $t$  in Abbildung 4.8 dargestellt. Die Variation der Blechdicke geschieht aus zwei Gründen. Zum einen kann damit ein etwaiger Einfluss der Blechdicke der Probe auf den Steifigkeitsverlauf erkannt werden. Zum anderen ist zu berücksichtigen, dass der Schweißpunktdurchmesser und damit auch der Durchmesser des Balkenelements, das diesen Schweißpunkt in der Simulation repräsentiert, von der Blechdicke abhängt. Der Schweißpunktdurchmesser richtet sich dabei jeweils nach dem dünneren der beiden zu verbindenden Bleche. Bei der Anpassung sowohl des



**Abbildung 4.8.:** Anpassung des FE-Modells mittels Adaption der Spot-Ronde für unterschiedliche Blechdicken  $t$

E-Moduls als auch der Blechdicke der inneren Rondenelemente ist erkennbar, dass eine Steifigkeitsdegradation von maximal 40 % möglich ist. Daher eignen sich diese Elemente nicht als Grundlage zur Anpassung des FE-Modells. Gleiches gilt für die Änderung des E-Moduls der äußeren Rondenelemente. Zusätzlich führt eine Änderung des E-Moduls der Ronden dazu, dass die Spannung des

FE-Modells mit abnehmendem E-Modul gegen 0 tendiert. Dies führt dazu, dass die Schadensakkumulationsrechnung an diesem Punkt verfälschte Resultate liefert. Gegen eine Änderung der Dicke  $t$  der Schalelemente sprechen außerdem die großen Verformungen, die sich bei niedrigen Blechdicken einstellen. Diese sind in Abbildung 4.9 exemplarisch für zwei Blechdicken der inneren und äußeren Ronde dargestellt. Der Fall  $t = t_0$  zeigt die Verformung der KS-Probe unter Kopfzug ohne eine Änderung der Blechdicke. Die Reduktion der Blechdicke der inneren und äußeren Ronde auf  $t = 0.25t_0$  entspricht einem Steifigkeitsverlust von  $1 - c/c_0 \approx 35\%$ . Unter Verwendung der reduzier-



**Abbildung 4.9.:** Verformung der KS-Probe unter Kopfzug bei Änderung der Blechdicke der gesamten Ronde

ten Blechdicke zeigt sich eine stark verfälschte sowie physikalisch nicht beobachtbare Verschiebung des Bereichs um und in der Ronde. Eine Anpassung der Ronde zur Abbildung des sich ändernden Steifigkeitsverhaltens muss somit verworfen werden.

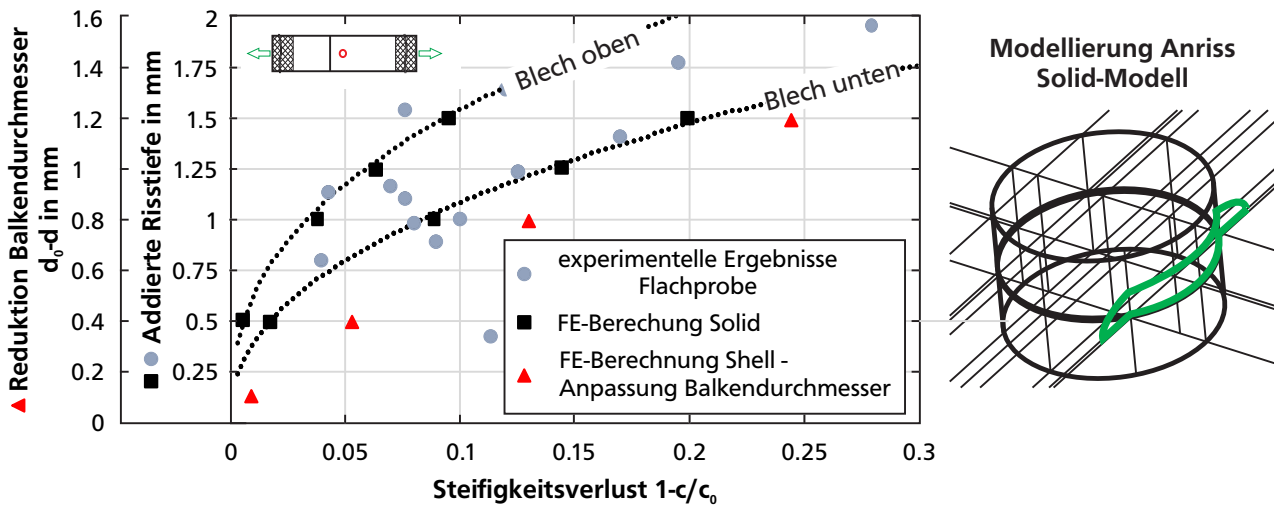
Eine Modifikation des E-Moduls des Balkenelements, welches den Schweißpunkt repräsentiert, erscheint prinzipiell als möglich. Allerdings müsste der E-Modul je nach Blechdicke der zu verbindenden Bauteile stark reduziert werden, um eine entsprechende Steifigkeitsreduktion hervorzurufen.

Eine Anpassung des Balkendurchmessers stellt (unter den erläuterten Randbedingungen) die bestmögliche Variante zur phänomenologischen Abbildung der reduzierten Schweißpunktsteifigkeit dar. Weiterhin ist eine Durchmesseränderung geeignet, um den Rissfortschrittsprozess für niedrige Amplituden und hohe Schwingungszahlen, bei denen der Riss durch die Schweißlinse wächst (siehe Kapitel 2.3.2) abzubilden. Ebenso besteht im verwendeten FE-Solver die Möglichkeit, mit einer Änderung des Balkendurchmessers auch das zugehörige Flächenträgheitsmoment  $I_1$ ,  $I_2$  und  $I_{12}$  richtungsabhängig anzupassen. In der derzeitigen Implementierung verändern sich diese Parameter jedoch proportional zum Balkendurchmesser  $d$ , siehe Formeln (4.8) und (4.9) (gültig lediglich für einen Kreisquerschnitt).

$$I_1 = I_2 = \frac{\pi d^4}{16} \quad (4.8)$$

$$I_{12} = \frac{\pi d^4}{32} \quad (4.9)$$

Der simulierte Steifigkeitsverlust durch eine Reduktion des Balkendurchmessers wird abschließend einer Untersuchung von SCHMIDT gegenübergestellt. Darin wird die experimentell ermittelte Steifigkeitsreduktion und die dazugehörige addierten Risstiefe  $a_{add}$  einer Flachprobe unter Scherzugbelastung mit Simulationsergebnissen verglichen. Die Simulation der Steifigkeitsreduktion basiert dabei auf der Modellierung eines Anrisses des Schweißpunkts in einem Solid-Modell und stellt somit eine physikalisch recht genaue Abbildung des lokalen Verhaltens dar [10]. Die Ergebnisse dieses Vergleichs sowie die Modellierung des Anrisses ist in Abbildung 4.10 dargestellt. Aufgrund eines Rissfortschritts in beiden Blechen einer Punktschweißverbindung ergeben sich für die Solid-



**Abbildung 4.10.:** Zusammenhang Risttiefe bzw. Anpassung des Balkenelements und Steifigkeitsverlustes der punktgeschweißten Flachprobe in Anlehnung an [10]

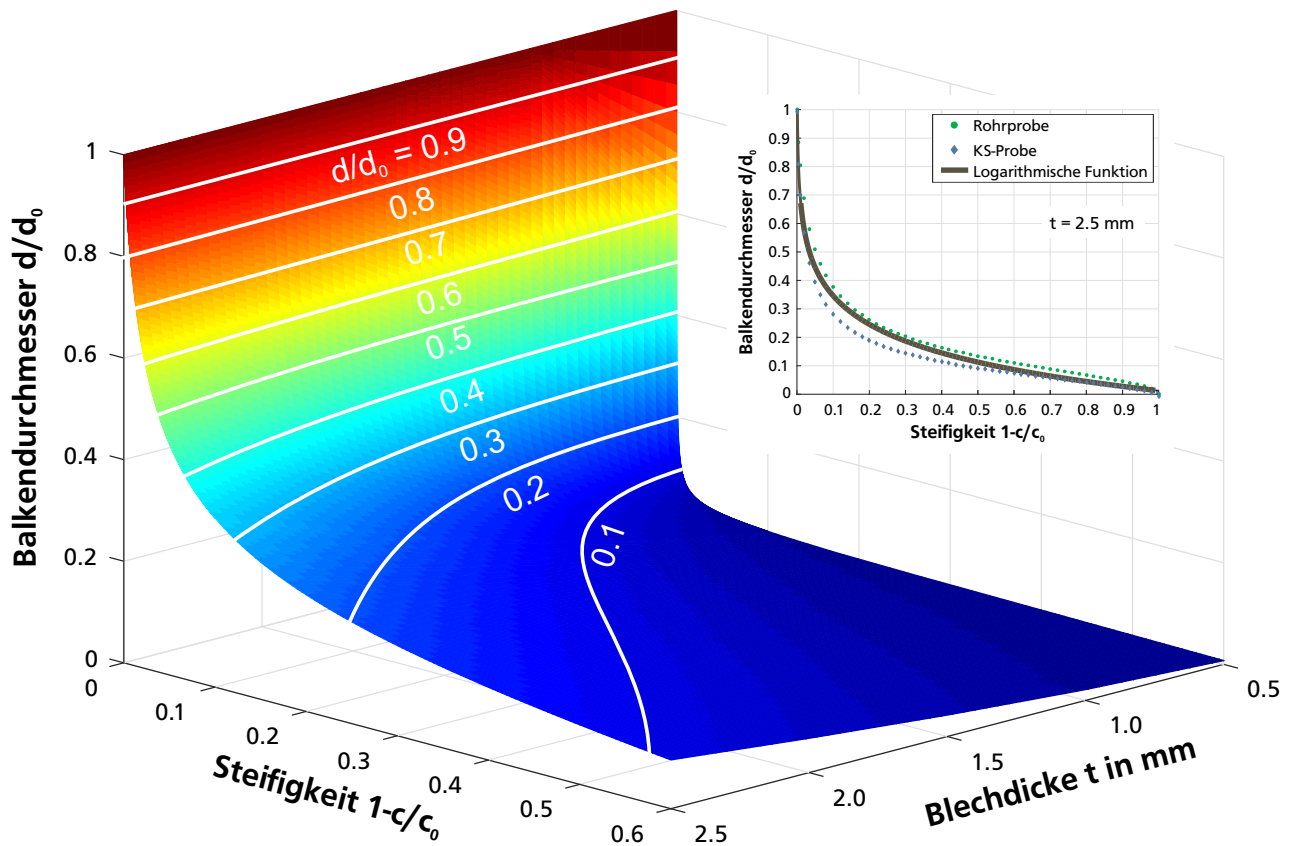
Modellierung zwei Grenzfälle. Im ersten Grenzfall bildet sich der Anriss gänzlich im oberen Blech aus, im zweiten Grenzfall geschieht dies vollständig im unteren Blech. Ein Großteil der Messergebnisse befindet sich im durch die Grenzfallbetrachtung aufgespannten Bereich [10]. Ein Vergleich der Steifigkeitsreduktion basierend auf einer Änderung des Balkendurchmessers zeigt ein vergleichbares Verhalten. Eine Unterscheidung nach oberem oder unterem Blech des Schweißpunkts kann nicht vorgenommen werden. Da die Anpassung des Balkendurchmessers lediglich ein Hilfsmittel zur Änderung der Steifigkeit ist und keine physikalisch akkurate Abbildung des lokalen Verhaltens, kann keine direkte Korrelation zwischen einer Risttiefe und der Reduktion des Balkendurchmessers hergestellt werden. Nichtsdestotrotz stellt verglichen mit anderen praktisch umsetzbaren Anpassungen des FE-Modells, die Adaption des Balkendurchmessers  $d$  das bestmögliche Vorgehen dar.

Basierend auf den Simulationsergebnissen der KS- und Rohrprobe wurde ein gemittelter Zusammenhang von Balkendurchmesser und Steifigkeitsreduktion in Abhängigkeit der Blechdicke abgeleitet. Ein deutlicher Unterschied des Degradationsverhaltens in Abhängigkeit des Balkendurchmessers der beiden Probenarten kann nicht festgestellt werden. Die zugehörigen Ergebnisse sind in Anhang D.2 dargestellt. Die daraus resultierende Fläche ist in Abbildung 4.11 dargestellt und wird fortan zur Adaption des FE-Modells herangezogen. Zur Abbildung des Balkendurchmessers  $d(D_i)$  in Abhängigkeit der Schadenssumme  $D$  in der Berechnungsroutine wird als anzupassende Funktion eine logarithmische Funktion, siehe Formel (4.10), mittels der Minimierung der Summe der Fehlerquadrate (SSE) gefittet.

$$d(D_i) = a \cdot \ln(D) + b \quad (4.10)$$

Die ermittelten Koeffizienten und die Güte der Funktion sind in Tabelle 4.2 angegeben. Da der Ausgangsbalkendurchmesser eines Schweißpunktes in Abhängigkeit von der Blechdicke gewählt wird, wird die Blechdicke als Auswahlkriterium verwendet. Sollten Bleche unterschiedlicher Dicke gefügt werden, wird in der gewählten, konservativen Herangehensweise die geringere Blechdicke für die Berechnung der Steifigkeitsreduktion verwendet. Eine analoge Untersuchung unter Scher- und Schälzugbeanspruchung vervollständigt das Berechnungs-Parameterset. Eine weitere Schwierigkeit bei der Anwendung der Methodik im Gesamtfahrzeugkontext ist die Berücksichtigung von mehraxialen Spannungszuständen, welche ihre Beanspruchungsanteile  $k_1 - k_3$  unter variabler Amplitude ändern können. Unter mehraxialer Belastungen ändert sich nicht nur die Zusammensetzung der Beanspruchungsanteile des Schweißpunktes je Schwingspiel sondern auch deren Beitrag zur Stei-





**Abbildung 4.11.:** Anpassung des FE-Modells mittels Adaption des Balkendurchmessers  $d$  interpoliert für unterschiedliche Blechdicken  $t$

figkeitsdegradation. Der Beitrag zur Steifigkeitsdegradation jedes Schwingspiels lässt sich durch die Schädigung des Schwingspiels  $\Delta D(t_j)$  beurteilen. Schwingspiele mit einer vergleichsweise geringen Schädigung haben einen geringeren Einfluss auf die Steifigkeitsreduktion jedes einzelnen Schweißpunktes. Eine Bewertung des Beitrages ist somit für jeden Schweißpunkt und Zeitpunkt der mehraxialen Belastung erforderlich. Als eine Konsequenz des Konzeptes der linearen Superposition lässt sich der Beitrag des Gewichtungsfaktors jedes Schwingspiels am kumulierten Gewichtungsfaktor  $k_i$  über den Beitrag des Schwingspiels an der Gesamtschädigung skalieren. Die Gewichtungsfaktoren  $k_1 - k_3$  setzen sich in diesem Fall nach Formel (4.11) zusammen.

$$k_i = \sum_{t_j} k_i(t_j) \cdot \frac{\Delta D(t_j)}{\sum_{t_j} \Delta D(t_j)} \quad \text{für } i = 1, 2, 3 \quad (4.11)$$

**Tabelle 4.2.:** Gefittete Parameter der Balkenreduktion je Blechdickenkombination unter Kopfzug

Blechdicke in mm	a	b	SSE
2.5	-0.1449	0.0125	1.187
2	-0.1162	0.0099	2.268
1.5	-0.0828	0.0070	3.140
1	-0.0474	0.0040	2.601
0.5	-0.0158	0.0013	1.184

Bei diesem Vorgehen ist zu beachten, dass ein Schädigungsinkrement beim Schließen jedes Halbschwingspiels erforderlich ist. Dies wird in Abbildung 4.12 an einem Beispiel eines Zeitausschnittes  $\Delta t = 0.5$  s einer mehraxialen Anhängprüfung (MAP) verdeutlicht. Dargestellt ist neben der, für

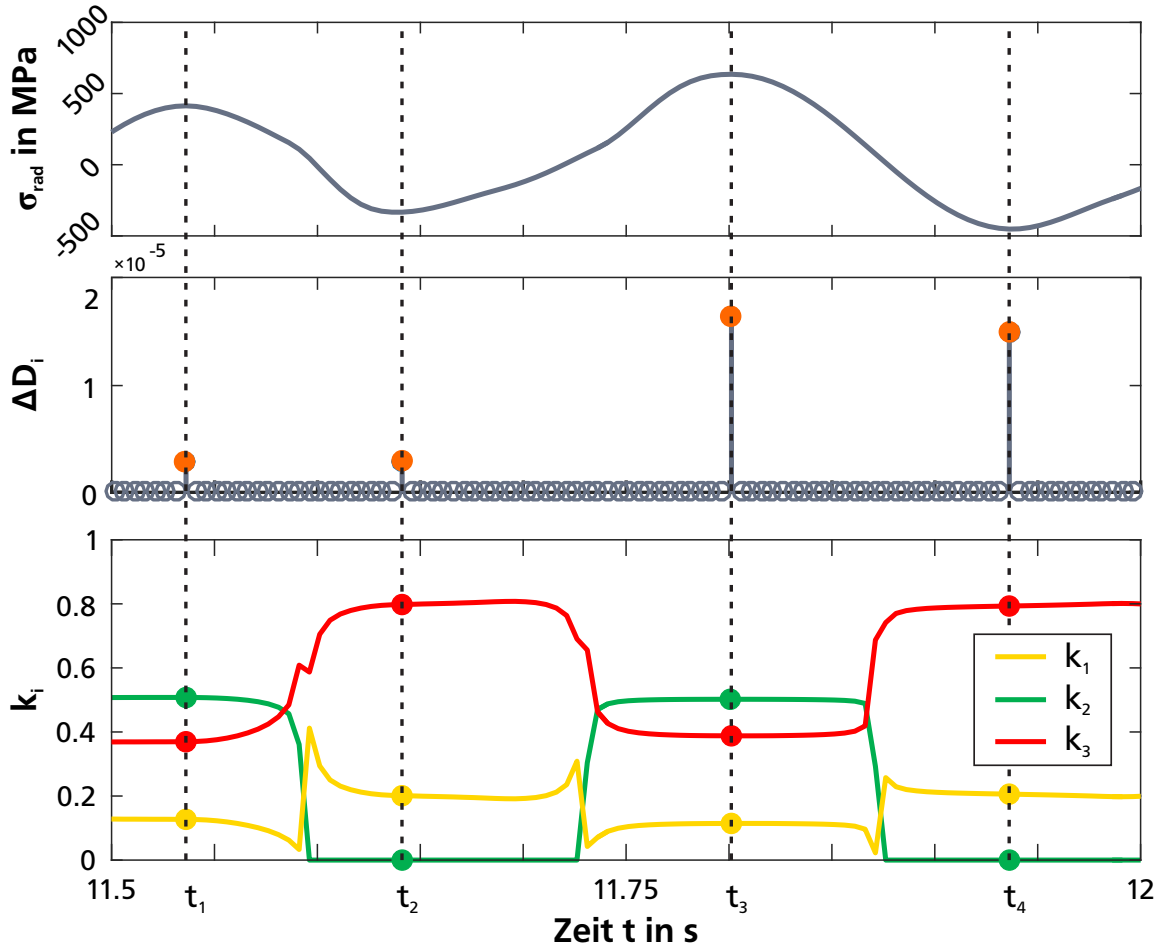


Abbildung 4.12.: DegraRP Multiaxial - Berechnung

die Ermittlung der Schadenssumme relevanten, radialen Vergleichsspannung der Ronde  $\sigma_{rad}$  auch das zugehörige Schädigungsinkrement  $\Delta D_i$  und der zeitliche Verlauf der Faktoren  $k_1 - k_3$ . Die Vergleichsspannung sowie das Schädigungsinkrement können direkt den sogenannten *Detailed Results* der Lebensdaueranalysesoftware FEMFAT entnommen werden. Für die Berechnung der Faktoren  $k_1 - k_3$  werden die Balkenschnittkräfte der aufgebrachten Einheitslasten mit den zugehörigen Last-Zeitreihen superponiert und für jeden Zeitschritt ausgewertet.

Das Schließen jedes halben Schwingenspiels mit dem daraus resultierenden Schädigungsinkrement  $\Delta D_i$  wird als Trigger für die Auswertung herangezogen. Die zur Momentaufnahme zugehörigen Faktoren  $k_1 - k_3$  werden mit dem Schädigungsinkrement bezogen auf die Gesamtschädigung des jeweiligen Berechnungsschrittes gewichtet und anschließend zur Anpassung des FE-Modells herangezogen. Wie auch schon bei der DegraCFK-Methode wird die Schädigung der Struktur über die lokale Reststeifigkeit der einzelnen Schweißpunkte ermittelt. Wenn ein (1-P%)-Quantil der Schweißpunkte unterhalb einer definierten Reststeifigkeit fällt, wird die Berechnung gestoppt.



---

## 4.3.2 DegraKleb

---

Zwei Ansätze werden für die Berechnung des Steifigkeitsverhaltens des kalthärtenden Klebstoffs verfolgt. Modellierungsansatz 1 (SN-Ansatz) verfolgt eine Schadensakkumulation basierend auf der Wöhlerlinie des Klebstoffes in Verbindung mit einem Potenzgesetz zur Berücksichtigung der Steifigkeitsänderung, siehe Formeln (4.12) und (4.13) analog zur DegraRP-Methodik.

$$\frac{dD}{dn} = c(\sigma_a)^k \quad (4.12)$$

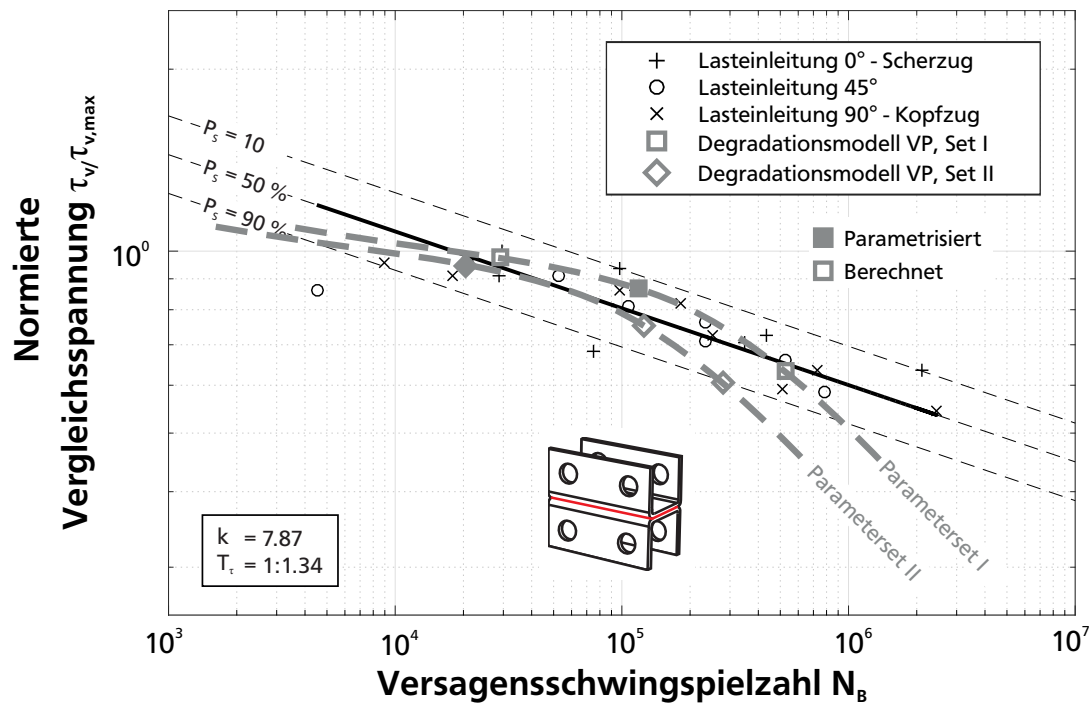
$$E = \left(\frac{E_0}{D}\right)^\delta \quad (4.13)$$

Aufgrund des vergleichbaren Steifigkeitsverhaltens von Klebverbindungen und CFK-Komponenten basiert der Modellierungsansatz 2 (VP-Ansatz) auf einer isotropen Variante der Schädigungsrechnung nach VAN PAEPEGEM, siehe Formeln (2.18) und (2.19). In beiden Fällen wird die zu verwendende Spannung basierend auf dem elliptischen Vergleichsspannungsansatz nach SCHLIMMER ermittelt, siehe Formel (3.9). Unabhängig vom zugrundeliegenden Berechnungsansatz ist neben der Vergleichsspannung bei der FE-Modellierung auf die bereits in Kapitel 2.4 eingeführten Spannungssingularitäten am Übergang des Grundmaterials zur Klebverbindung zu achten.

Die Steifigkeitsreduktion beider Berechnungsansätze wird, analog zur DegraCFK-Methodik, mittels Steifigkeitsreduktionsfaktoren  $d_{ij}$  implementiert. Da keine unmittelbare Richtungsabhängigkeit des Degradationsverhaltens der KSII-Probe festgestellt werden kann (siehe Abbildung 3.19), wird von einem isotropen Degradationsverhalten ausgegangen. Dies hat zur Folge, dass es lediglich einen für die Berechnung maßgeblichen Steifigkeitsreduktionsfaktor gibt  $d_{11} = d_{22} = d_{12}$ .

Die Parameteridentifikation für beide Modellierungsansätze erfolgt in zwei Schritten. Im ersten Schritt wird eine generische Identifikation, basierend auf den Ergebnissen der KSII-Probe durchgeführt. Die Ableitung der Parameter des SN-Ansatzes erfordert vergleichsweise wenig Berechnungsaufwand. Die Parameter können direkt der Wöhlerlinie entnommen werden. Der Exponent  $\delta$  wird basierend auf der mittleren Reststeifigkeit bei Versagen der Probe bestimmt. Die Ableitung der Parameter des VP-Ansatzes erfordert die Lösung der Differentialgleichung aus Formel (2.18), analog zum DegraCFK-Ansatz. Hierzu werden die gleichen Solver und Vorgehensweisen verwendet mit dem Unterschied, dass aufgrund des isotropen Werkstoffverhaltens lediglich ein Parametersatz bestimmt werden muss. Die Parameteridentifikation wird basierend auf dem globalen Steifigkeitsverhalten der KSII-Probe durchgeführt. Im zweiten Schritt findet eine Feinjustierung (insbesondere der Parameter des VP-Ansatzes) statt. Hierzu werden die am globalen Verhalten ermittelten Materialparameter mittels der im openFALANCS-Betriebsfestigkeitssolver von Siemens LMS Virtual.Lab und Siemens Simcenter 3D implementierten Degradationsansätzen I und II auf die KSII-Probe angewendet. Etwaige Spannungsumlagerungen finden dabei Berücksichtigung. Resultat der Feinjustierung ist die Beschreibung des lokalen Werkstoffverhaltens.

Abbildung 4.13 zeigt nochmals die experimentell ermittelte Wöhlerlinie der KSII-Probe. Die daraus abgeleiteten Parameter des SN-Ansatzes sind in Tabelle 4.3 angegeben. Zusätzlich zeigt Abbildung 4.13 die parametrisierten und berechneten Versagensschwingspielzahlen eines infinitesimal kleinen Elementes des VP-Ansatzes (basierend auf der Lösung der DGL aus Gleichung (2.18)), unter Verwendung der globalen Materialparameter. Die Parameteridentifikation wurde anhand von zwei unterschiedlichen Steifigkeitsverläufen durchgeführt. Dabei kann ein nichtlineares Verhalten, unabhängig vom zugrundeliegenden Steifigkeitsverlauf, festgestellt werden. Für die spätere Berechnung wird eine Anpassung der Parameter hin zu geringeren Versagensschwingspielzahlen erwartet, da



**Abbildung 4.13.:** Wöhlerlinie KSII-Probe, Lasteinleitung 0°, 45° und 90° inkl. Parametersets aus Degradationsmodell VP-Ansatz

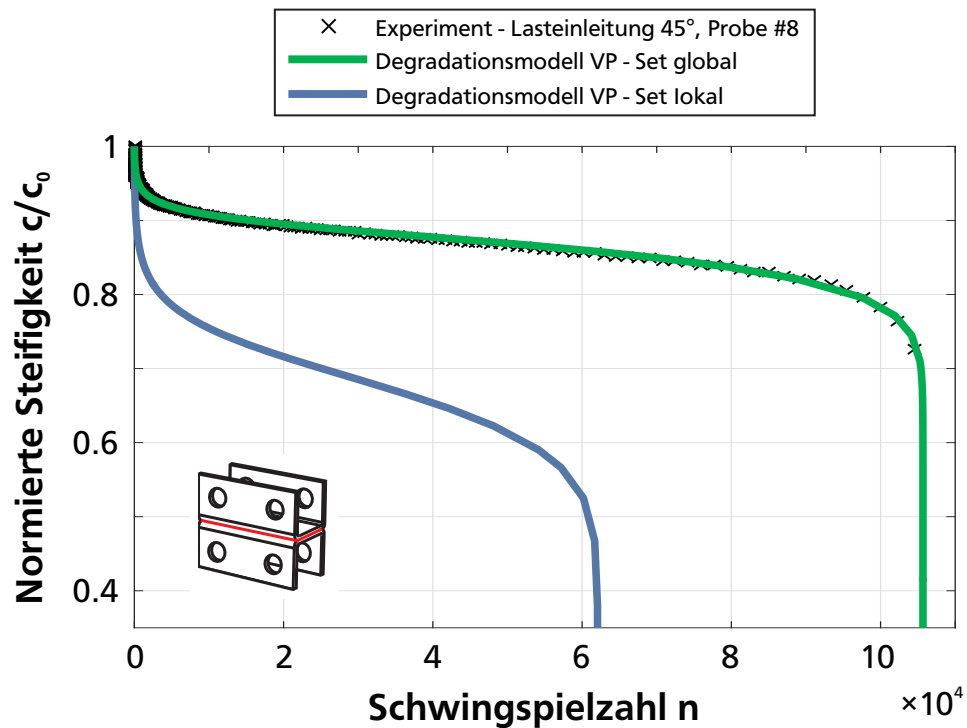
**Tabelle 4.3.:** Materialparameter Modell I - SN-Ansatz

$\tau_{v,k}/\tau_{v,max}$	$\tau_{v,UTS}/\tau_{v,max}$	k	c	$N_K$	$c_B/c_0$
0.61	3.27	7.78	1	$1 \cdot 10^6$	0.69

sich die bisher unberücksichtigte Spannungumlagerung lebensdauererweiternd auswirken wird. Die weiteren Berechnungen werden basierend auf dem Parameterset I durchgeführt, da dies aktuell die bestmögliche Abbildung der Versagensschwingspielzahlen darstellt. Die berechneten Versagensschwingspielzahlen des SN-Ansatzes entsprechen der Wöhlerlinie mit der Überlebenswahrscheinlichkeit  $P_S = 50 \%$ .

Zusätzlich ist das zugrundeliegende, experimentelle Steifigkeitsverhalten einer exemplarischen Probe mit 45°-Lasteinleitungsrichtung der globalen Materialparameteridentifikation des VP-Ansatzes gegenübergestellt. Hierbei kann eine sehr gute Übereinstimmung festgestellt werden.

Die Feinjustierung der Materialparameter des VP-Ansatzes im zweiten Schritt minimiert die Abweichung der beiden Zielgrößen globale Steifigkeit und Versagensschwingspielzahl. Dies geschieht unter Berücksichtigung sämtlicher verwendeter Belastungsrichtungen und -amplituden. Hierzu werden in zehn Optimierungsschritten die Materialparameter des VP-Ansatzes  $c_1 - c_5$  angepasst. Zunächst wird die Sensitivität der Berechnung in Bezug auf die einzelnen Parameter untersucht. Anschließend wird durch eine Variation der Parameter das Ergebnis mit der geringstmöglichen Abweichung innerhalb der zehn Optimierungsschritte mittels der Methode der kleinsten Fehlerquadrate ermittelt. Zusätzlich zur globalen Materialparametrisierung ist auch das lokale Parameterset in Abbildung 4.14 eingezeichnet. Durch die in der Feinjustierung berücksichtigte Umlagerung der Spannungen in den hochbeanspruchten Bereichen zeigt sich das erwartete Verhalten hin zu kürzeren Lebensdauern. Ebenso weist es eine deutlich stärkere Degradation innerhalb von  $n/N_B < 10 \%$  auf. Durch die



**Abbildung 4.14.:** Parameteridentifikation DegraKlebe - Modell II KSII-Probe

vergleichsweise robuste Ermittlung der Parameter des SN-Ansatzes wird hierfür keine Feinjustierung benötigt.

Die ermittelten Materialparameter des VP-Ansatzes (lokal und global) sind in Tabelle 4.4 zusammengefasst.

**Tabelle 4.4.:** Materialparameter Modell II - VP-Ansatz lokal und global

	$c_1$	$c_2$	$c_3$	$c_4$	$c_5$
lokal	0.0015	60	$6.2 \cdot 10^{-6}$	0.73	25
global	0.005	24	$6.2 \cdot 10^{-6}$	0.85	25



---

## 5 Rechnerische Lebensdaueranalyse unter Verwendung der DegraX-Ansätze

In diesem Abschnitt werden die eingeführten Berechnungsansätze anhand kleinerer Strukturen und bauteilähnlicher Proben überprüft. Um aussagekräftige Ergebnisse zu erhalten, werden die verwendeten FE-Modelle aufgebaut und anhand DMS-Messungen überprüft und ggf. verbessert. Die Ergebnisse der virtuellen Lebensdaueranalyse mit den DegraX-Methodiken (DegraRP bzw. DegraKleb) werden konventionellen Methoden gegenübergestellt und die Grenzen der Simulation aufgezeigt. Anhand kleinerer Probentypen wie bspw. der KSII-Probe werden die Mechanismen einer Degradationssimulation, wie z.B. die aus der Änderung der lokalen Steifigkeit induzierte Umlagerung des Lastpfades, aufgezeigt und plausibilisiert. Neben einem Vergleich der simulierten und experimentell erhobenen Bauteillebensdauer wird auch der Steifigkeitsverlauf über der Lebensdauer in der Bewertung der Prognosegüte der Methodiken berücksichtigt.

Auszüge der gezeigten Abbildungen wurden bereits publiziert in [108, 118].

---

### 5.1 FE-Modellierung und Plausibilisierung der Resultate

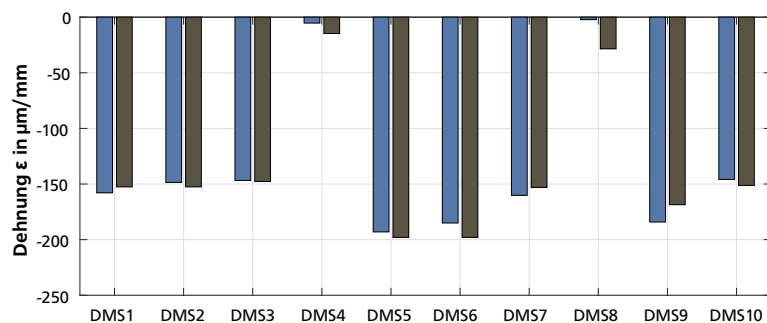
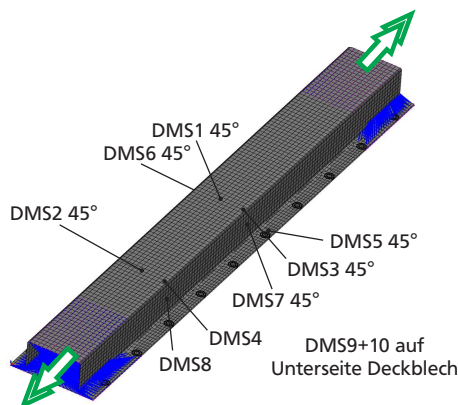
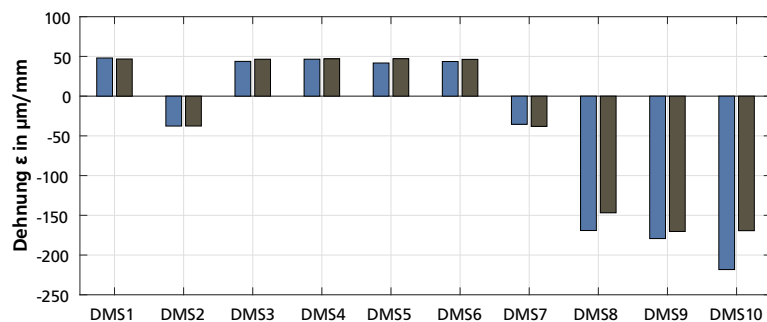
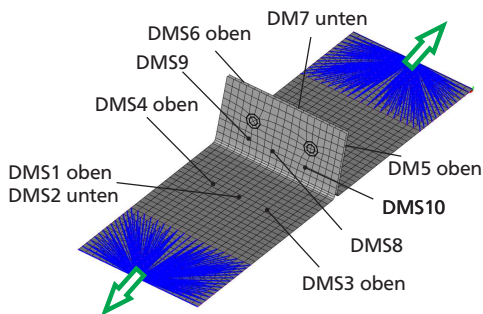
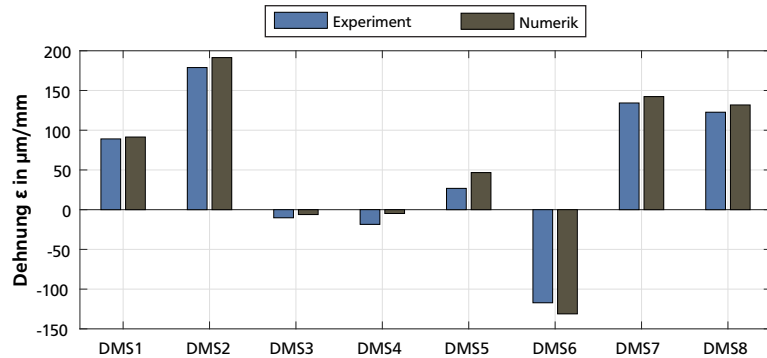
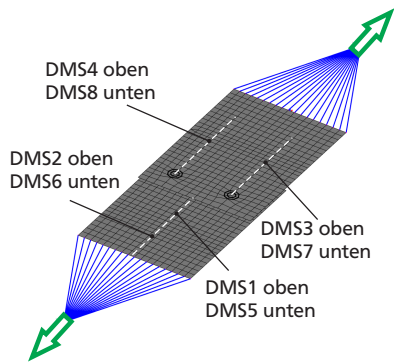
---

Im Rahmen dieser Arbeit wird für die Modellierung der Verbindungsart und des zugehörigen Grundmaterials auf vereinfachende, linear-elastische Werkstoffgesetze zurückgegriffen. Nichtlinearitäten wie bspw. Kontakt zwischen zwei Werkstücken werden vernachlässigt. Neben einer deutlichen Reduktion der Berechnungsdauer erlaubt dieses Vorgehen die Skalierung und Superposition der Ergebnisse, basierend auf Einheitslastfällen. Für die Lösung der quasi-statischen Finite-Elemente-Modelle wurde der Solver NASTRAN herangezogen.

Zur Überprüfung der simulativ ermittelten lokalen Beanspruchung werden DMS-Messungen verwendet. Hierzu werden in das FE-Modell Balkenelemente der Länge und Orientierung des physikalisch applizierten DMS eingebracht und die zugehörige Dehnung des Elements ausgewertet. Basierend auf den daraus gewonnenen Erkenntnissen werden (wenn erforderlich) Anpassungen an den FE-Modellen vorgenommen. Um den Einfluss auf die lokale Steifigkeit möglichst gering zu halten, besitzen die eingebrachten Balkenelemente einen sehr geringen E-Modul. Bei der virtuellen Applikation des DMS auf ein Schalenmodell ist der zugehörige Offset des DMS aus der Blechmitte heraus zu berücksichtigen.

In sämtlichen aufbereiteten FE-Modellen wurde die Krafteinleitung so einfach wie möglich über eine RBE2-Verbindung modelliert. Aufgrund der Komplexität der Lasteinleitung der Napfprobe werden bei ihrer FE-Modellierung zusätzliche Elemente der Einspannung mit berücksichtigt. Für die Schalenmodelle werden Elemente mit linearer Ansatzfunktion verwendet. Die Geometrien der FE-Modelle basieren auf der vorgegebenen Soll-Geometrie. Aus der Fertigung resultierende Ungenauigkeiten oder Abweichungen der Ist-Geometrie werden in diesem Fall nicht berücksichtigt.

Abbildung 5.1 zeigt den Abgleich der Dehnungen der punktgeschweißten Proben. Zusätzlich ist die Position der einzelnen DMS auf der Unterseite (unten) oder Oberseite (oben) des Bleches angegeben.



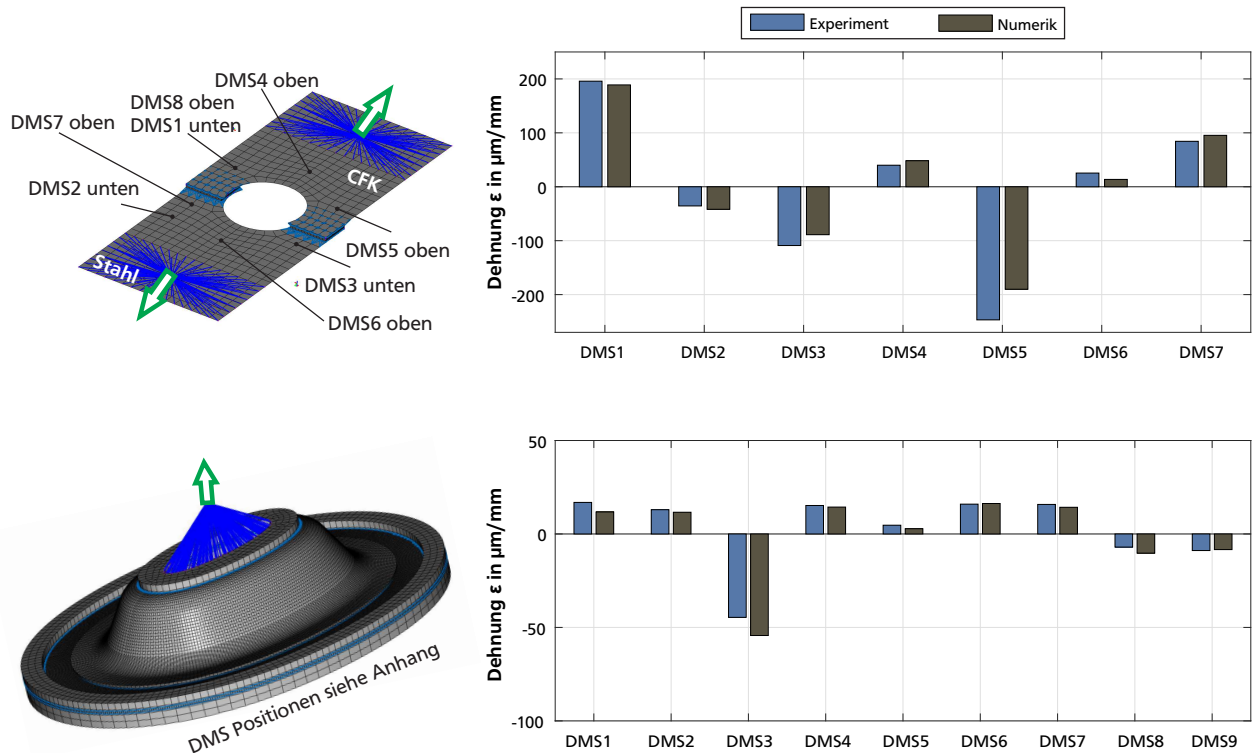
**Abbildung 5.1.:** FE-Modelle und Abgleich der gemessenen Dehnungen der punktgeschweißten Proben

Für die **Scherzugprobe** erfolgt der DMS-Abgleich auf einem Lasthorizont von  $F = 2$  kN. Die DMS1, -2, -6, -7 und -8 zeigen für den Dehnungswert eine prozentuale Abweichung von maximal 9 %. Die numerisch (num.) ermittelten Dehnungen der DMS3, -4 und -5 weichen zwar bis zu 77 % von der Messung ab. An diesen Messstellen liegen die Werte der Dehnungen nahe dem Nulldurchgang und damit im Bereich der Messgenauigkeit. In diesen Fällen ist die Aussagekraft der prozentualen Abweichung gering.

Für die **Schälzugprobe** wurde der Dehnungsabgleich auf einem Lasthorizont von  $F = 0.1$  kN durchgeführt. Lediglich DMS8, -9 und -10 zeigen eine Abweichung von bis zu 27 %. Dies liegt maßgeblich an der Lage der DMS und der leichten Abweichung von Soll- zu Ist-Geometrie. Die restlichen Messpunkte zeigen eine gute Übereinstimmung.

Der DMS-Abgleich des **Hutprofils** wurde auf einem Lasthorizont von  $M = 100 \text{ Nm}$  durchgeführt. Ein Vergleich zeigt bei allen DMS in 45°-Richtung auf dem Hutprofil (DMS1, -2, -3, -5, -6, -7) und dem Bodenblech (DMS9 und -10) eine gute Übereinstimmung. Die maximalen Abweichungen aller DMS in 45°-Richtung sind kleiner als 9 %. Die DMS4 (Oberseite Hutprofil) und DMS8 (Flansch Hutprofil), beide orientiert in Längsrichtung des Hutprofils, liegen in der Nähe eines Nulldurchgangs was eine geringe Aussagekraft der prozentualen Abweichung zur Folge hat.

Der Aufbau und die Resultate des DMS-Abgleichs der geklebten Proben (gelochte Scherzug- und Napfprobe) sind in Abbildung 5.2 dargestellt. In allen vorliegenden Modellen ist die Klebschicht

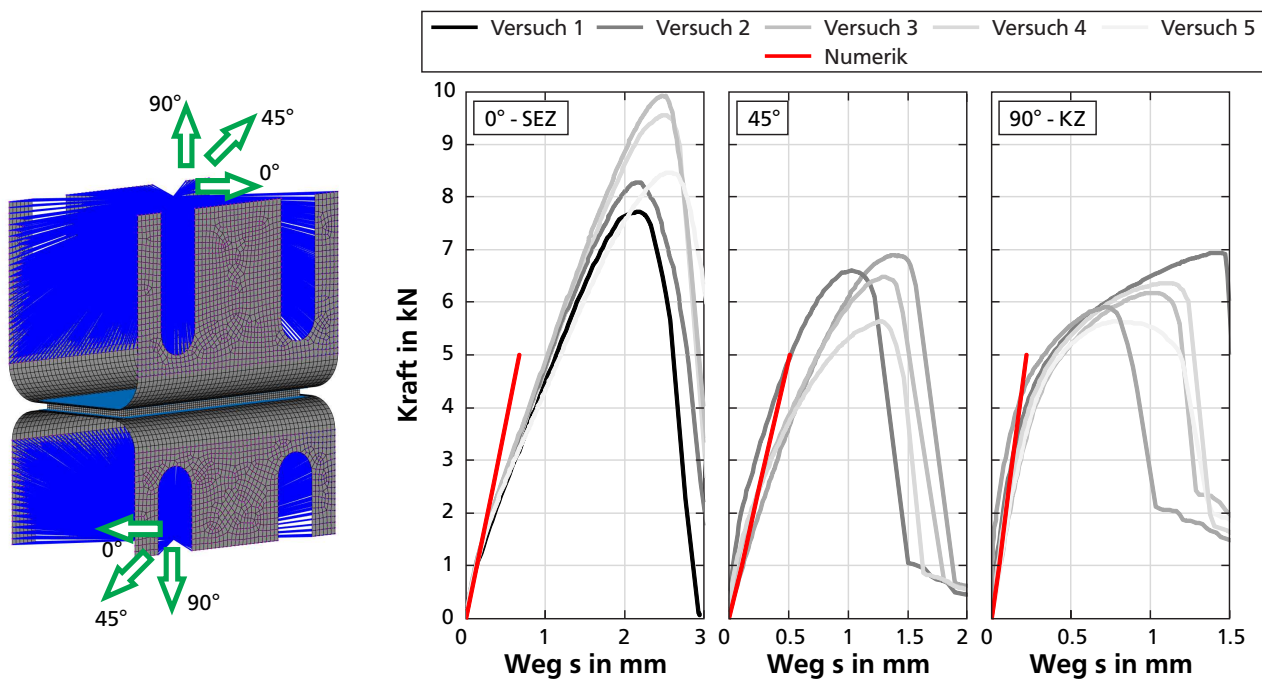


**Abbildung 5.2.: FE-Modell und DMS-Abgleich der gelochten Scherzug- und Napfprobe**

der Dicke  $t = 1.5 \text{ mm}$  mittels vier Elementen über die Klebschichtdicke  $t_{\text{Kleb}}$  modelliert und mit RBE3 Elementen an das Grundmaterial gekoppelt. Der Abgleich der gelochten Scherzugprobe zeigt bis auf DMS5 eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Versuch. Die Abweichung von ca. 20 % bei DMS5 lässt sich durch den hohen Gradienten der Dehnung erklären, welcher an der Position dieses DMS auftritt. Schon kleine Ungenauigkeiten in der Positionierung des DMS können hohe Abweichungen zwischen gemessener und berechneter Dehnung nach sich ziehen. Der Abgleich der DMS-Messung bei einer Belastung von  $F = 1.8 \text{ kN}$  der Napfprobe zeigt unter Berücksichtigung der Komplexität der Probe und den Einspannbedingungen eine ausreichende Genauigkeit.

Für den Abgleich des Modells der KSII-Probe stehen keine DMS-Messungen zur Verfügung. Stattdessen wird für den Abgleich die globale Steifigkeit der Probe bei zügiger Belastung mit der globalen Steifigkeit des FE-Modells verglichen. Dies ist in Abbildung 5.3 für die Belastung in 0°, 45°- und 90°-Richtung dargestellt. Aufgrund der gewählten linear-elastischen Modellierung kann das nicht-lineare Verhalten der Probe nicht abgebildet werden. Insbesondere unter Belastung in 45° und 90°-Richtung stimmen experimentelles und simulatives Kraft-Verschiebungsverhalten gut überein. Bei vorliegender Scherzugbelastung (0° Lasteinleitungsrichtung) stimmt das Verhalten im (für die zyklische Untersuchung relevanten) Bereich bis zu  $F = 2 \text{ kN}$  gut überein. Darüber hinaus ist eine Abweichung von bis zu 25 % festzustellen.





**Abbildung 5.3.:** Plausibilisierung des FE-Modells der KS-II Probe für drei Belastungsrichtungen

Insgesamt zeigen alle abgeglichenen Modelle eine ausreichend gute Übereinstimmung der lokalen Beanspruchungen bzw. im Falle der KSII-Probe für das globale Verhalten. Die dargestellten Modelle werden nachfolgend zur Überprüfung der DegraX-Methodiken herangezogen.

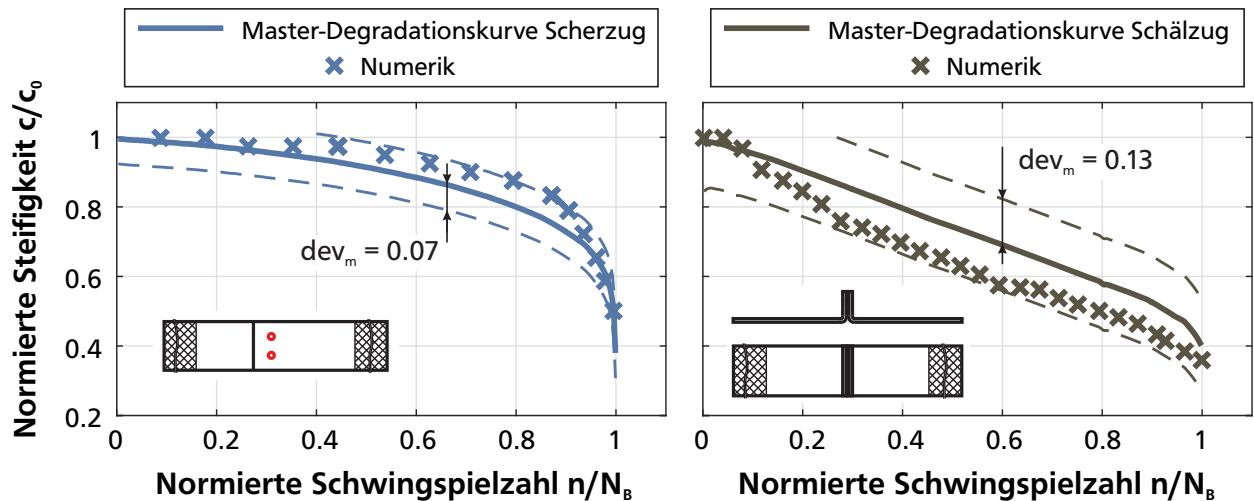
## 5.2 Rechnerische Lebensdaueranalyse an kleineren Strukturen

Zur Demonstration der prinzipiellen Funktion der implementierten Methodiken DegraRP und DegraKleb werden rechnerische Lebensdaueranalysen an kleineren Proben wie beispielsweise der Scher-, Schälzug oder KSII-Probe durchgeführt.

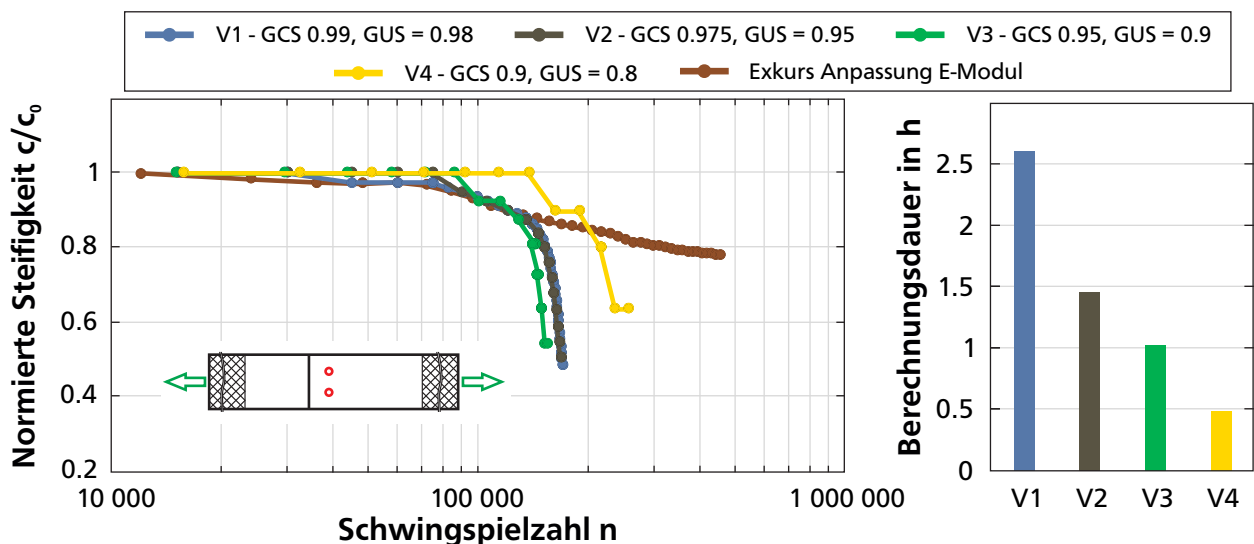
### Punktgeschweißte Proben - DegraRP

Abbildung 5.4 zeigt das numerisch ermittelte Steifigkeitsverhalten der Scher- bzw. Schälzugprobe unter zugschwellender Belastung bei Anwendung der DegraRP-Methodik im Vergleich zu den zugehörigen Master-Degradationskurven. Zusätzlich ist die mittlere Abweichung  $dev_m$  der jeweiligen Master-Degradationskurven in Steifigkeitsrichtung, ermittelt aus der Grundgesamtheit aller Versuche, eingezeichnet. Das simulierte globale Steifigkeitsverhalten beider Probentypen liegt innerhalb des aufgespannten Streubandes. Ebenso bildet es die speziellen Charakteristiken des Steifigkeitsverlaufs der Beanspruchungsarten Schäl- und Scherzug gut ab. Die vorliegende Berechnung wurde mit sehr feinen Berechnungsgrenzen von  $GCS = 0.995$  und  $GUS = 0.99$  durchgeführt. Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind nicht alle Berechnungspunkte im Diagramm dargestellt.

Die verwendeten (vergleichsweise geringen) Berechnungsgrenzen führen zwar zu numerisch möglichst genauen Lösungen, erfordern jedoch auch einen sehr hohen Berechnungsaufwand. Analog der Voruntersuchung der DegraCFK-Methodik wird exemplarisch für die Scherzugprobe eine Konvergenzuntersuchung, abhängig der Berechnungsparameter GCS und GUS durchgeführt. Die Resultate sind in Abbildung 5.5 dargestellt. Es zeigt sich, dass selbst bis hin zu einer Erweiterung der Grenzen auf  $GCS = 0.975$  und  $GUS = 0.95$  keine signifikante Änderung der Versagensschwingspielzahl



**Abbildung 5.4.:** Vergleich von experimentellen und simulativen Resultaten für die Scher- und Schälzugprobe unter Verwendung der DegraRP-Methodik



**Abbildung 5.5.:** Untersuchung der Konvergenz und die zugehörige Berechnungsdauer des DegraRP-Ansatzes bei Anwendung auf die Scherzugprobe

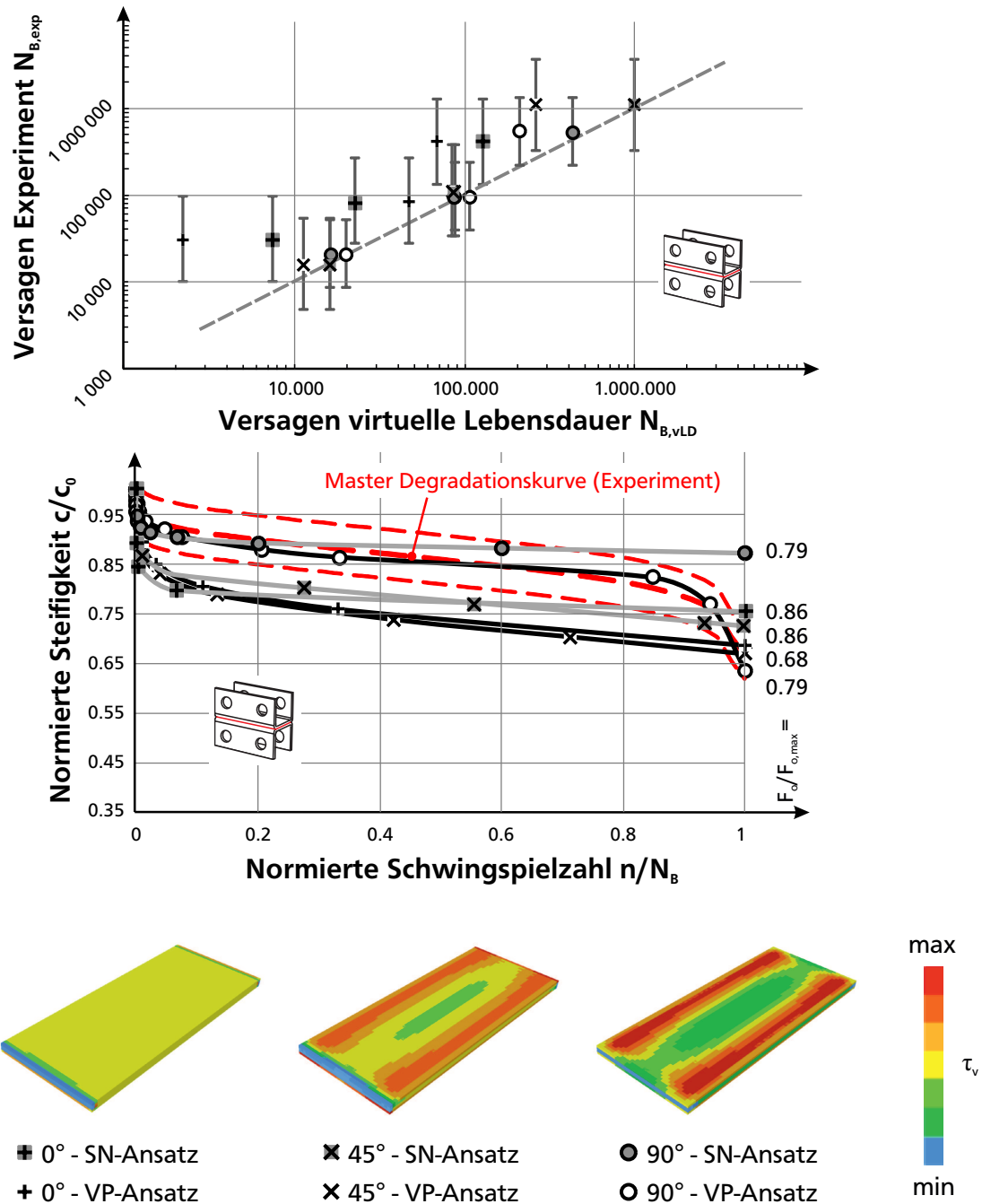
oder des Steifigkeitsverhaltens festzustellen ist. Gleichzeitig kann die benötigte Berechnungsdauer annähernd halbiert werden, was nicht zuletzt für die Anwendung der Methodik in der Praxis eine hohe Relevanz besitzt. Die weitere Verringerung der Parameter führt zu deutlich weniger Berechnungsschritten, welche die Änderung der lokalen Beanspruchung nur noch ungenügend abbilden können.

Neben den Ergebnissen der Konvergenzanalyse ist das simulierte Steifigkeitsverhalten bei einer Adaption des FE-Modells mittels einer Änderung des E-Moduls der Ronde anstatt des Balkendurchmessers dargestellt. Dies veranschaulicht die Unzulänglichkeiten dieses Vorgehens. Durch den reduzierten E-Modul verringert sich die Spannung der Ronde derart, dass die Schädigungsinkremente der darauf aufbauenden Schadensakkumulation in den nachfolgenden Berechnungsschritten stetig abnehmen und keine Konvergenz der Berechnung herbeigeführt werden kann. Die Steifigkeitsreduktion am betrachteten Schweißpunkt je Berechnungsschritt nimmt somit stetig ab und kommt ab

einem gewissen Punkt zum Stehen. Dieses Verhalten bekräftigt noch einmal das in Kapitel 4.3 vorgeschlagene Vorgehen zur Adaption des FE-Modells mittels einer Änderung des Balkendurchmessers.

### Kalthärtende Strukturklebverbindungen - DegraKleb

Anhand der KSII-Probe wird die Eignung der zwei vorgeschlagenen Berechnungsansätze der DegraKleb-Methodik untersucht. Die Ergebnisse der Berechnung mit den angepassten, lokalen Berechnungsparametern des VP-Ansatzes (Tabelle 4.4) sowie die des SN-Ansatzes (Tabelle 4.3) sind in Abbildung 5.6 dargestellt. Darin werden zum einen die Versagensschwingspielzahlen von Nume-

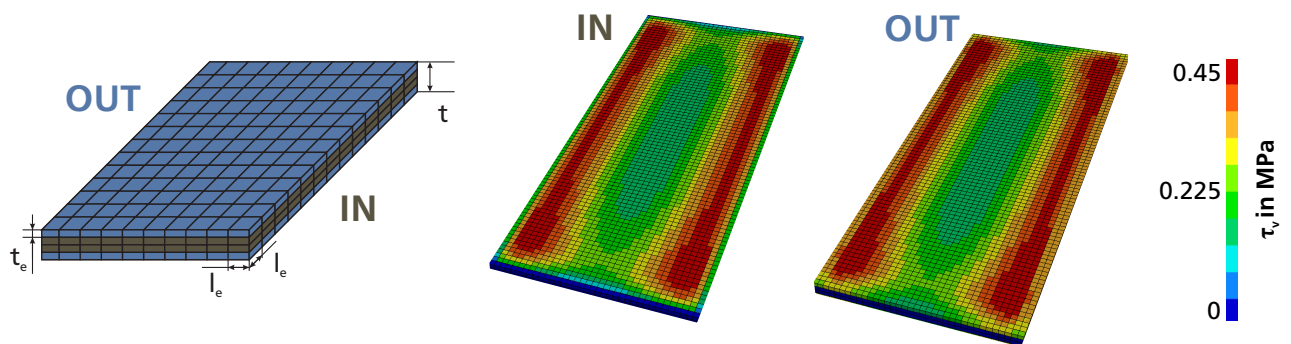


**Abbildung 5.6.:** Resultate der implementierten DegraKleb-Ansätze (Vergleichsspannungsverteilung, Versagensschwingspielzahl und Steifigkeit) bei Anwendung auf die KSII-Probe

rik  $N_{B,vLD}$  und Experiment  $N_{B,exp}$  (inkl. der aus den Experimenten ermittelten Streuspannen  $T_N$ ) und zum anderen die numerischen ermittelnden, normierten Steifigkeitsverläufe mit der Master-Degradationskurve verglichen. Zusätzlich ist die Verteilung der Vergleichsspannung in der Klebschicht für die Belastung in 0°, 45°- und 90°-Richtung dargestellt. Sowohl die Ergebnisse unter Anwendung des SN- als auch die des VP-Ansatz zeigen für die Krafteinleitung in 45°- und 90°-Richtung eine gute Übereinstimmung von Experiment und Numerik. Lediglich bei geringen Belastungsamplituden unterschätzt der VP-Ansatz die Lebensdauer des Bauteils teilweise deutlich. Die Ergebnisse unter Scherzugbelastung (Krafteinleitung 0°-Richtung) zeigen ein ausgeprägt konservatives Verhalten. Ein möglicher Grund hierfür ist die sehr homogene Beanspruchungsverteilung in der Klebschicht bei Belastung unter Scherzug, verglichen mit den Ergebnissen der beiden anderen Belastungsrichtungen. Eine Spannungsumlagerung ist somit kaum möglich, da die Klebschicht insgesamt sehr homogen beansprucht ist. Unterstützt wird diese Annahme durch eine Untersuchung der Bruchflächen nach Versagen der Probe.

Der Vergleich der ermittelten Steifigkeitsverläufe mit der Master-Degradationskurve zeigt für die Krafteinleitung in 90°-Richtung eine gute Übereinstimmung. Insbesondere der VP-Ansatz ermöglicht eine Simulation des Steifigkeitsverhaltens auch bei einem beschleunigten Steifigkeitsabfall der Probe, erkennbar ab  $n/N_B \approx 0.85$ . Der SN-Ansatz mit der zugehörigen Potenzregel kann naturgemäß diese Effekte nicht abbilden. Unter 0°- und unter 45°-Krafteinleitungsrichtung überschätzen sowohl der VP-Ansatz als- auch der SN-Ansatz die initiale Degradation deutlich. Im VP-Ansatz wird die Neigung der Steifigkeitsdegradation im Bereich  $0.15 < n/N_B \leq 0.8$  gut abgebildet. Dies ist auf die homogenere Beanspruchungsverteilung in Verbindung mit einer starken initialen Degradation des lokalen Parametersets (getrieben insbesondere durch die Parameter  $c_1$  und  $c_2$ ) zurückzuführen.

Wie bereits in Kapitel 2.4 erläutert, treten bei der FE-Modellierung von Klebverbindungen durch den Steifigkeitssprung am Übergang von Klebverbindung zu Grundwerkstoff Spannungssingularitäten auf. Zur Identifikation des Einflusses dieser Spannungsüberhöhung wurden exemplarische Untersuchungen an der KSII-Probe unter Kopfzugbelastung durchgeführt. Die Klebschicht mit der Dicke  $t_{Kleb} = 1.5$  mm ist mit vier Elementen über die Klebschichtdicke ( $t_E = 0.375$  mm) und einer Elementkantenlänge von  $l_E = 2$  mm  $\times$  2 mm modelliert, siehe Abbildung 5.7. Ebenso abgebildet ist der

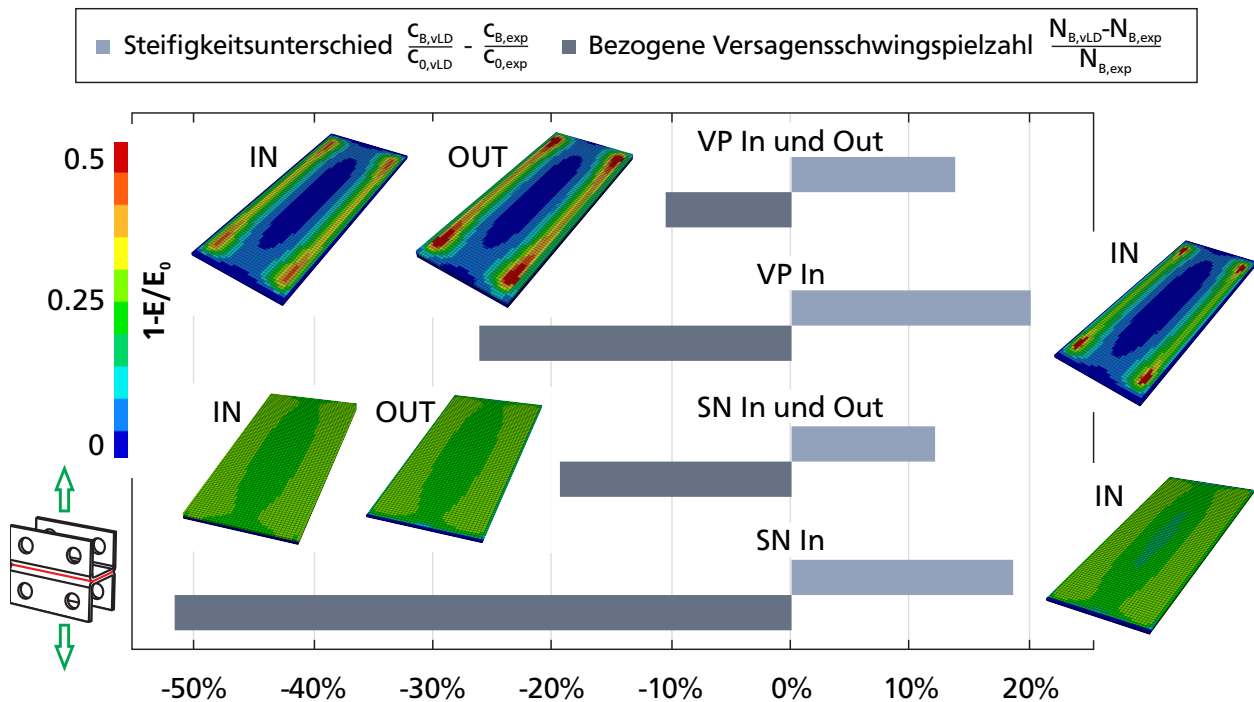


**Abbildung 5.7.:** FE-Modellierung und Vergleichsspannungsverlauf der Klebschicht der KSII-Probe unter Kopfzug

zur Degradationssimulation herangezogene Vergleichsspannungsverlauf  $\tau_v$  in der inneren (IN) und äußeren (OUT) Elementreihe, berechnet am Gaußpunkt in der Mitte des Solid-Elements. Die lokalen Beanspruchungen der inneren und äußeren Elementreihen ähneln sich stark, eine ausgeprägte Singularität kann nicht festgestellt werden. Dies kann durch die gewählte Auswertung der Spannung in der Elementmitte und die daraus resultierende Mittelung der Spannung über die Elementdicke  $t_E$  begründet werden. Dieser Einfluss wurde bereits in Kapitel 2.4, Abbildung 2.21 diskutiert. Es wird

erwartet, dass bei einer feineren Vernetzung über die Klebschichtdicke deutlich stärkere Einflüsse der Spannungssingularität zu beobachten sein werden.

Abbildung 5.8 zeigt den Einfluss der zur Simulation herangezogenen Elementanzahl auf die Resultate der Steifigkeitsdegradationssimulation. Gegenübergestellt werden dabei sowohl der VP-Ansatz als auch der SN-Ansatz. Dabei wird in einem Fall der DegraKleb-Ansatz lediglich auf die inne-

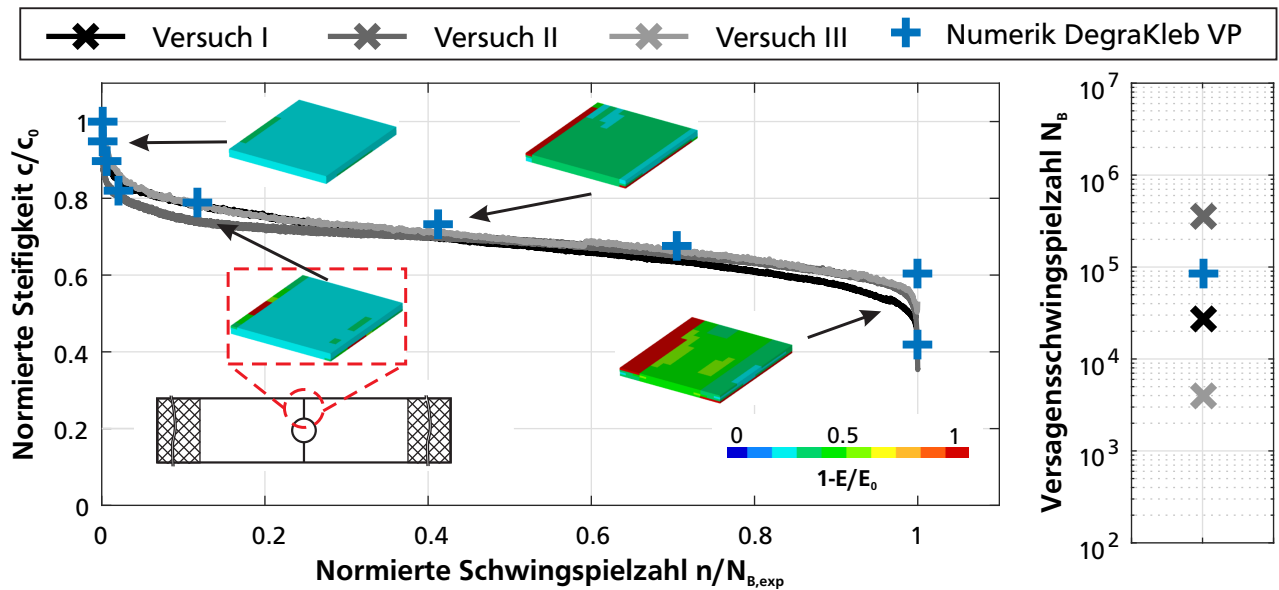


**Abbildung 5.8.:** Einfluss der zur Degradation herangezogenen Elementanzahl auf Versagensschwingspielzahl und Steifigkeitsdegradation der KSII-Probe

ren beiden Elementreihen (In) der Klebschicht angewandt, im anderen Fall auf alle Elemente der Klebschicht (In and Out). Zur Bewertung der Berechnungsansätze wird der Unterschied von Experiment und Numerik in Bezug auf die Steifigkeit bei Versagen der Probe sowie die zugehörige Versagensschwingspielzahl herangezogen. Für beide Berechnungsansätze liefert die Degradations-simulation unter Berücksichtigung der Steifigkeitsänderung aller Elemente der Klebschicht (In and Out) bessere Ergebnisse. In Hinblick auf die Abbildung der in der Realität auftretenden Steifigkeits-änderung ist die Variante In and Out ebenfalls zu bevorzugen. Im Versuch wird eine Degradation in der gesamten Klebschicht und nicht lediglich im mittleren Bereich beobachtet. Für die vorliegende Vernetzung werden daher alle Elemente für die Berücksichtigung der Steifigkeitsänderung mittels dem DegraKleb-Ansatzes herangezogen.

Zusammenfassend zeigen die Ergebnisse eine für die weitere Untersuchung akzeptable Übereinstimmung. Aufgrund der besseren Prognosegüte des Steifigkeitsverhaltens bei annähernd gleicher Prognosegüte der Versagensschwingspielzahl wird vorerst der VP-Ansatz weiterverfolgt.

Die Simulationsergebnisse der gelochten Scherzugprobe sind mit den zugehörigen experimentellen Resultaten in Abbildung 5.9 dargestellt. Die Versuche I-III wurden auf dem gleichen Lasthorizont durchgeführt und weisen lediglich minimale Unterschiede im ermittelten Steifigkeitsverhalten auf. Die experimentelle Versagensschwingspielzahl streut vergleichsweise stark. Der numerisch ermittelte Steifigkeitsverlauf stimmt sehr gut mit den experimentellen Resultaten überein. Lediglich kurz vor Bruch der Probe im Bereich  $n/N_B > 0.95$  unterscheiden sich die Resultate leicht. Die numerisch



**Abbildung 5.9.:** Probensteifigkeit und Versagensschwingspielzahl der gelochten Scherzugprobe unter Anwendung des DegraKleb VP-Ansatzes

ermittelte Versagensschwingspielzahl liegt innerhalb der Versuchsstreuung. Durch diese Ergebnisse kann gezeigt werden, dass entgegen der Berechnungen der KSII-Probe in  $0^\circ$ -Richtung die Methodik auch unter Scherzugbeanspruchung plausible Ergebnisse liefert. Grund hierfür ist die Spannungsüberhöhung und die damit einhergehende hohe Degradation  $1 - E/E_0$  an der innenliegenden Kerbe der gelochten Scherzugprobe. Dies zeigt sich insbesondere bei der Analyse der lokalen Degradation  $1 - E/E_0$  über der Lebensdauer der Klebschicht. Diese ist exemplarisch für die Klebschicht einer Seite der Probe in Abbildung 5.9 eingezeichnet.

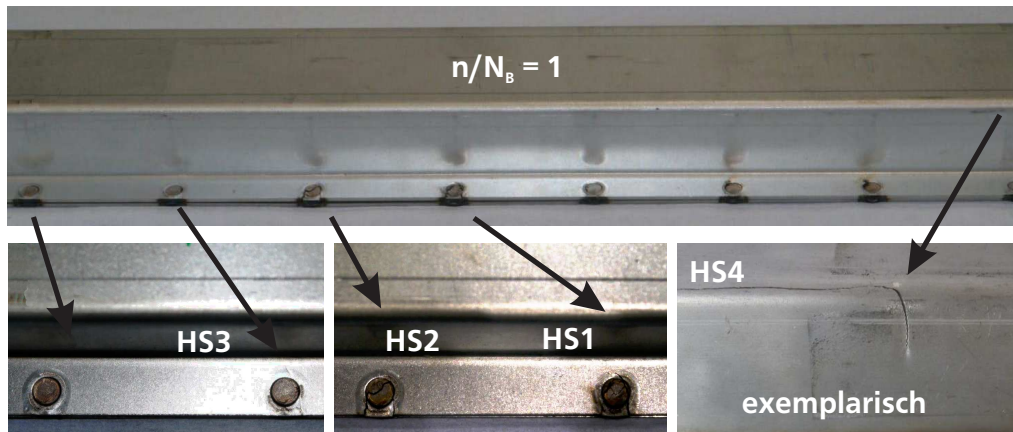
### 5.3 Anwendung von DegraX auf bauteilähnliche Proben

Nachdem die prinzipielle Anwendbarkeit, Grenzen sowie erste Modellierungsrichtlinien der beiden Methoden DegraRP und DegraKleb gezeigt wurden, werden diese nachfolgend an komplexeren, bauteilähnlichen Proben angewendet.

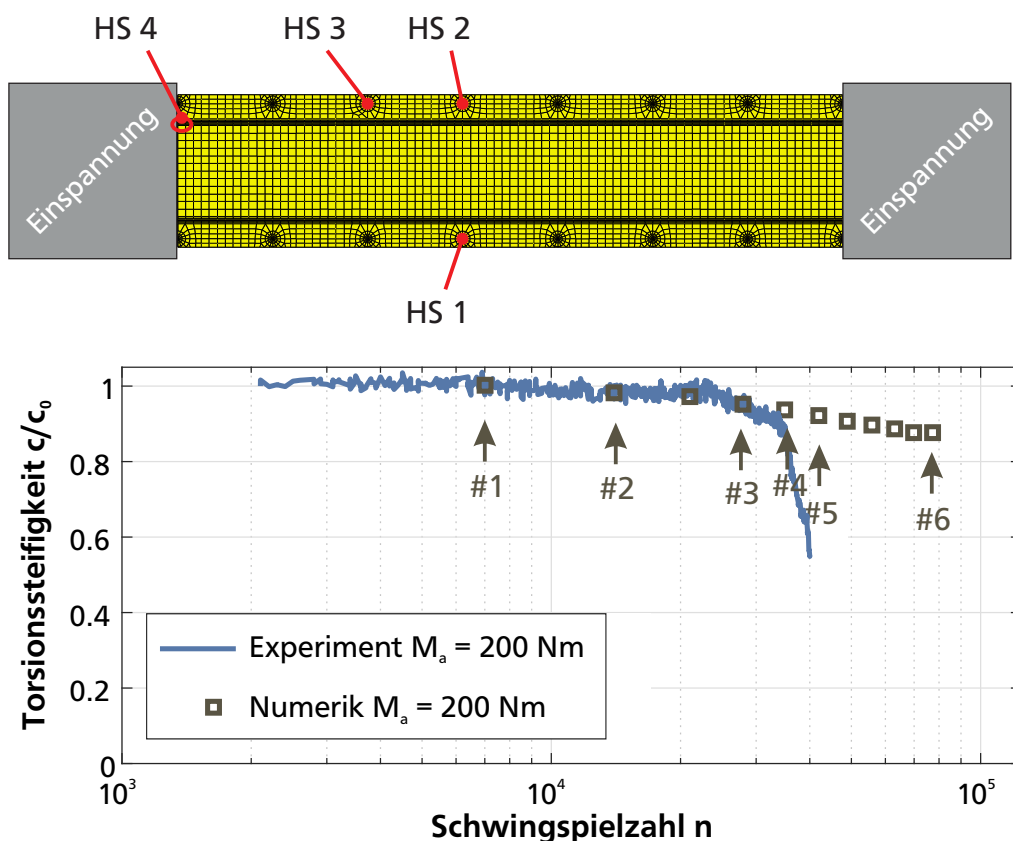
Zur Überprüfung der DegraRP-Methodik wird das punktgeschweißte Hutprofil unter wechselnder Torsionsbelastung für einen Versuch mit Momentenamplitude  $M_a = 200$  Nm herangezogen. Das experimentelle Versagen der Probe kann in drei Bereiche unterteilt werden. Im ersten Bereich ist ein Anriss der Schweißpunkte an HS1 und HS2 zu erkennen, gefolgt von einem Anriss des HS3. Nachdem an den genannten Schweißpunkten ein Anriss ersichtlich ist und sich somit der lokale Beanspruchungszustand geändert hat, beginnt ein Anriss des Hutprofils nahe der Einspannung an HS4. Die Risse bei einem kompletten Bruch der Probe  $n/N_B = 1$  (Abschaltkriterium war die Überschreitung einer definierten Weggrenze) sind in Abbildung 5.10 dargestellt. Für den Riss an HS4 ist in dieser Abbildung lediglich ein exemplarisches Schadensbild aus einem anderen Versuch der Versuchsreihe vorhanden.

Die Ergebnisse der zugehörigen Berechnung sind in Abbildung 5.11 aufbereitet. Zu sehen ist zum einen das FE-Modell des Hutprofils mit den im Versuch beobachteten Hot-Spots HS1-HS4, zum anderen ein Vergleich des numerisch und experimentell ermittelten Steifigkeitsverlaufs. Bis zum experimentellen Versagen der Probe bei  $N_{B,exp} \approx 40\,000$  zeigt das simulierte Steifigkeitsverhalten der DegraRP-Methodik eine gute Übereinstimmung des experimentell ermittelten zyklischen Verhaltens.





Dabei werden ebenso die zugrunde liegenden Versagensmodi gut abgebildet. Simulativ ist zuerst ein Versagen der HS1 und HS2 in der Mitte der Probe zu beobachten, gefolgt vom Versagen des HS3. In den letzten Berechnungsschritten ist die höchstgeschädigte Stelle im Grundmaterial nahe der Einspannung zu finden - analog dem beobachteten experimentellen Verhalten einiger Versuche.



Bei Schwingenspielzahlen  $n > N_{B,exp}$  zeigen sich deutlich die Grenzen der Simulation, welche erst bei einer Schwingenspielzahl von  $N_{B,vlD} \approx 77\,000$  abbricht. Es kann ein asymptotisches Verhalten des simulierten Steifigkeitsverlaufs hin zu einer Reststeifigkeit von  $c/c_0 \approx 0.84$  beobachtet werden. Dies lässt sich durch die vorgenommene Adaption des FE-Modells zur Berücksichtigung des geänderten Bean-



spruchungszustandes erklären. In der vorliegenden Version der DegraRP-Methode wird lediglich der Balkendurchmesser der Spot-Ronden angepasst. Eine Änderung des Beanspruchungszustandes des Grundmaterials, wie er bspw. durch das Risswachstum nahe der Einspannung resultiert, wird durch die Methode nicht abgebildet werden. Die Konvergenz der Berechnung hin zu einer Reststeifigkeit bei Versagen der Probe von  $c/c_0 \approx 84\%$  kann mittels einer Grenzwertbetrachtung plausibilisiert werden. Hierzu werden aus dem vorliegenden FE-Modell sämtliche hochbeanspruchten Schweißpunkte entfernt. Die so ermittelte Steifigkeit eines vollständig degradierten Modells entspricht  $c/c_0 \approx 80\%$  und weicht lediglich  $4\%$  von der durchgeführten Berechnung ab. Eine globale Degradation von mehr als  $20\%$  ist im vorliegenden Anwendungsfall mit der aktuellen Implementierung der DegraRP-Methode nicht möglich.

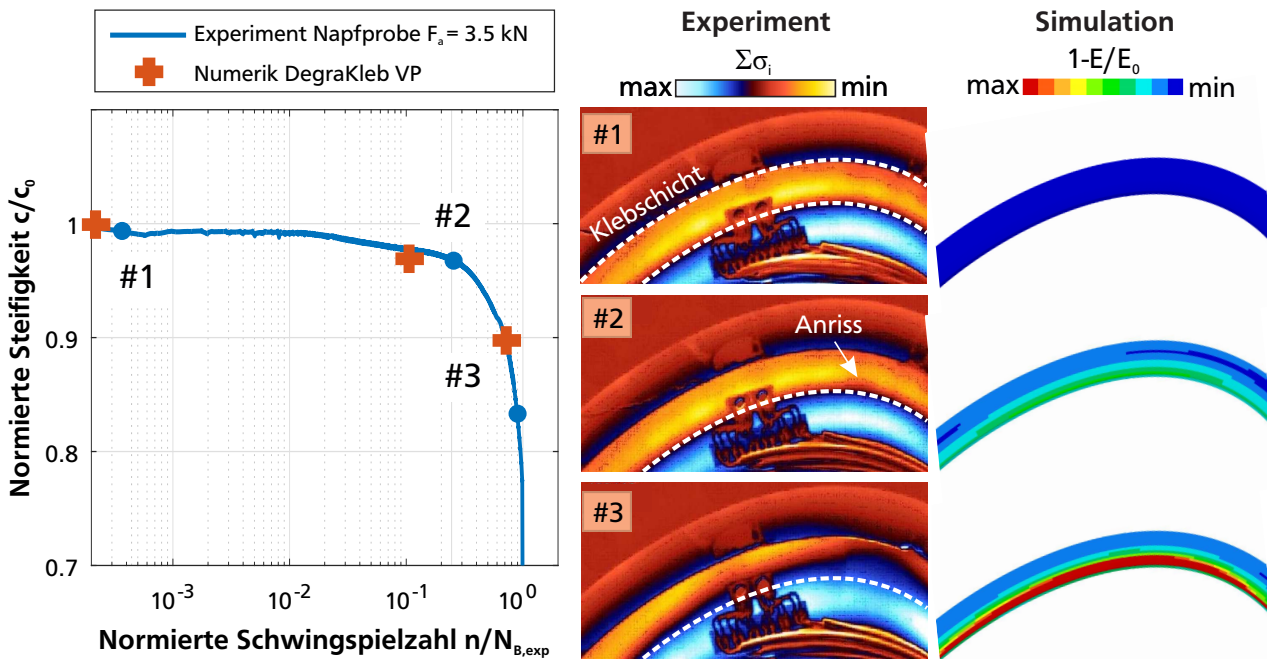
Tabelle 5.1 zeigt die Berechnungsergebnisse an insgesamt sechs ausgewählten Berechnungsschritten. Die zugehörigen Berechnungen #1-#6 sind in Abbildung 5.11 hervorgehoben. Die aufgeführten Berechnungsergebnisse umfassen die berechnete Schädigung eines Berechnungsschrittes an jedem Hot-Spot  $D_{it}$ , die zur Schadensakkumulation herangezogene Spannung (normierte auf die maximale radiale Spannung an HS1 in Berechnungsschritt #1)  $\sigma_{vm}/\sigma_{HS1max}$  sowie den Balkendurchmesser nach der Adaption des FE-Modells jedes Berechnungsschrittes  $d_{spot}$ . Zusätzlich ist die Schadenssumme  $D_{total}$  der einzelnen Hot-Spots am Ende der Berechnung angegeben. Der höchstgeschädigte Hot-Spot je Berechnungsschritt ist fett hervorgehoben. In den Ergebnissen zeigt sich deutlich der bereits beschriebenen Schadensfolge des Versuchs. Nach einer anfänglich hohen Schädigung der HS1-HS3 dominiert ab Berechnung #5 die Schädigung des Grundmaterials. Ebenso ist eine stetige Abnahme der relevanten Spannungen und des Balkendurchmessers der einzelnen Schweißpunkte zu beobachten.

**Tabelle 5.1.:** Schädigungsinkremente, Balkendurchmesser  $d_{spot}$  und Hot-Spot je Berechnungsschritt

		HS1	HS2	HS3	HS4
#1	$D_{it}$	<b>0.15</b>	0.15	0.13	0.07
	$\sigma_{vm}/\sigma_{HS1max}$	<b>1</b>	1	0.97	-
	$d_{spot}$ in mm	<b>3.5</b>	3.5	3.7	-
#2	$D_{it}$	0.12	<b>0.13</b>	0.2	0.09
	$\sigma_{vm}/\sigma_{HS1max}$	0.94	<b>0.97</b>	0.95	-
	$d_{spot}$ in mm	2.9	<b>2.8</b>	2.9	-
#3	$D_{it}$	0.08	0.07	<b>0.10</b>	0.09
	$\sigma_{vm}/\sigma_{HS1max}$	0.92	0.89	<b>0.95</b>	-
	$d_{spot}$ in mm	2.5	2.5	<b>2.4</b>	-
#4	$D_{it}$	0.07	<b>0.11</b>	0.07	0.09
	$\sigma_{vm}/\sigma_{HS1max}$	0.89	<b>0.93</b>	0.89	-
	$d_{spot}$ in mm	2.3	<b>2.0</b>	2.3	-
#5	$D_{it}$	0.07	0.06	0.07	<b>0.10</b>
	$\sigma_{vm}/\sigma_{HS1max}$	0.89	0.86	0.90	-
	$d_{spot}$ in mm	2.1	1.6	2.1	-
#6	$D_{total}$	0.87	0.92	0.86	<b>1.04</b>

Basierend auf der durchgeführten Überprüfung der DegraRP-Methodik wird diese im nächsten Schritt auf zwei exemplarische Versuche aus dem Gesamtfahrzeugkontext angewendet. Die aufgezeigten Grenzen der Methodik müssen dabei berücksichtigt werden.

Zur Überprüfung des DegraKleb-VP-Ansatzes wird die eingeführte zyklische Untersuchung der Napfprobe herangezogen. Abbildung 5.12 zeigt die Anwendung des DegraKleb-VP-Ansatzes auf die Napfprobe und den Vergleich mit experimentell ermittelten Ergebnissen. Neben den bereits mehrfach

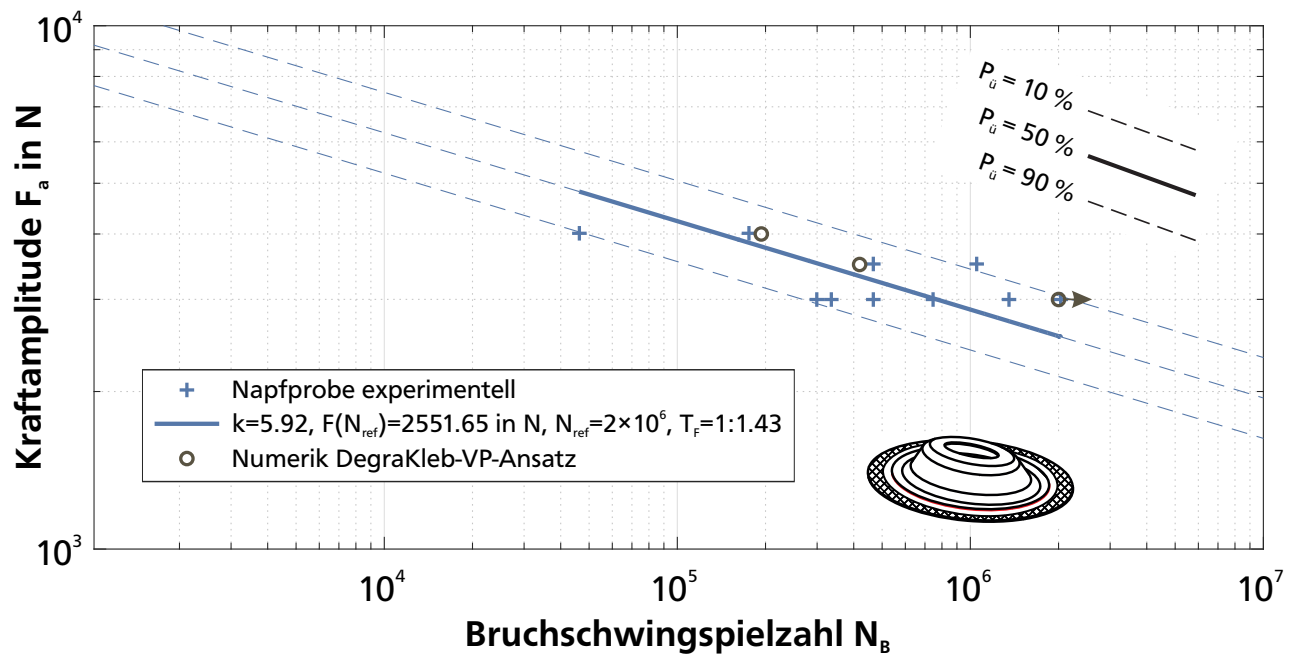


**Abbildung 5.12.:** Anwendung des DegraKleb-VP-Ansatzes auf die Napfprobe und der Abgleich zu experimentellen Ergebnissen

verwendeten Größen globale Steifigkeit und Versagensschwingspielzahl kann hier auch der Rissfortschritt in der Klebschicht basierend auf der thermoelastischen Spannungsanalyse beobachtet und mit numerischen Ergebnissen verglichen werden. Die Ergebnisse der TSA werden an drei ausgewählten Zeitpunkten bzw. Berechnungsschritten der numerisch ermittelten lokalen Steifigkeitsdegradation gegenübergestellt. Im Bildausschnitt #1 ist die Summe der Hauptspannungen der ungeschädigten Klebschicht dargestellt. Die Klebschicht selbst liegt innerhalb der weiß-gestrichelten Linie. Im Bildausschnitt #2 ist ein erster Anriss der Klebschicht erkennbar. Dies zeigt sich durch die Umlagerung der Summe der Hauptspannungen (Verdunklung des relevanten Bereichs) im betrachteten Ausschnitt. Auch wenn die Anrisslage aufgrund der vorliegenden Versuchsstreuung nicht exakt mit der der Berechnung übereinstimmt, zeigt sich in den numerischen Resultaten ein ähnliches Bild. Am Rande der Klebschicht ist eine hohe Degradation zu erkennen. Im Bildausschnitt #3, kurz vor Bruch des Bauteils, zeigt sich eine deutlich ausgeprägte Rissfront. Die Berechnung zeigt auch hier ein vollständig degradiertes Material  $1 - c/(c_0)$  mit  $c \rightarrow 0$ .

Sowohl der globale Steifigkeitsverlauf an den drei ausgewählten Zeitpunkten des Versuchs als auch die Versagensschwingspielzahlen ( $N_{B,E}/N_{B,VL D} = 1.12$  für  $F_a = 3.5$  kN) zeigen eine sehr gute Übereinstimmung. Diese Ergebnisse werden mit dem Vergleich der Berechnungsergebnisse zur experimentell ermittelten Wöhlerlinie der Napfprobe, siehe Abbildung 5.13, verdeutlicht. Die rechnerisch ermittelten Versagensschwingspielzahlen unter Berücksichtigung der Steifigkeitsänderung bei unterschiedlichen Belastungshorizonten liegen innerhalb des Streubandes der Wöhlerlinie für  $10 \% \leq P_{\dot{U}} \leq 90 \%$ .

Zusammenfassend bleibt festzuhalten, dass der Ansatz mit den für das Klebstoffsystem abgeleiteten Materialparameter sowohl für die gelochte Scherzugprobe als auch für die Napfprobe unter zugschwellender Belastung eine sehr gute Übereinstimmung, bezogen auf das berechnete Steifig-



**Abbildung 5.13.:** Anwendung des DegraKleb-VP-Ansatzes auf die Napfprobe und der Abgleich zur Wöhlerlinie

keitsverhalten und die Versagensschwingspielzahl, zeigen. Anhand einer thermoelastischen Spannungsanalyse der Napfprobe konnten Anriss und Rissfortschritt der Klebschicht mit der lokalen berechneten Steifigkeitsdegradation korreliert werden. Auch hier zeigt sich qualitativ eine sehr gute Übereinstimmung.



---

## 6 Abgleich und Bewertung der entwickelten Methodik DegraRP im Gesamtfahrzeugkontext

In diesem Kapitel wird die entwickelte Methodik DegraRP abschließend auf zwei Strukturen im Gesamtfahrzeugkontext angewendet und das prognostizierte zyklische Verhalten mit experimentellen Ergebnissen verglichen. Hierzu werden zwei individuelle Versuche konzipiert und durchgeführt. Im ersten Versuch wird ein Ausschnitt aus dem Gesamtfahrzeug uniaxial mit konstanter Amplitude, im zweiten Versuch ein Fahrzeughinterwagen in drei Raumrichtungen und variablen Amplituden belastet. Die Anwendung der Methodik auf eine größere Struktur liefert Informationen zur Prognosegüte und mögliche Einschränkungen in der Anwendung. Daraus lassen sich Handlungsfelder für weitere Arbeiten ableiten.

Durch den Entfall der Aushärtung der Klebschicht im KTL-Bad ist es möglich den Einfluss von Punktschweißverbindungen ohne signifikante Wechselwirkungen mit der applizierten Klebverbindung zu bewerten. Auf die Methodik DegraKleb wird an dieser Stelle nicht weiter eingegangen. Dies liegt daran, dass sich der Einfluss der Klebverbindung an größeren Strukturen nur sehr eingeschränkt ohne Überlagerungen der Verbindungstechnik Punktschweißen betrachten lässt.

Auszüge der gezeigten Abbildungen und Untersuchungen wurden bereits publiziert in [132].

---

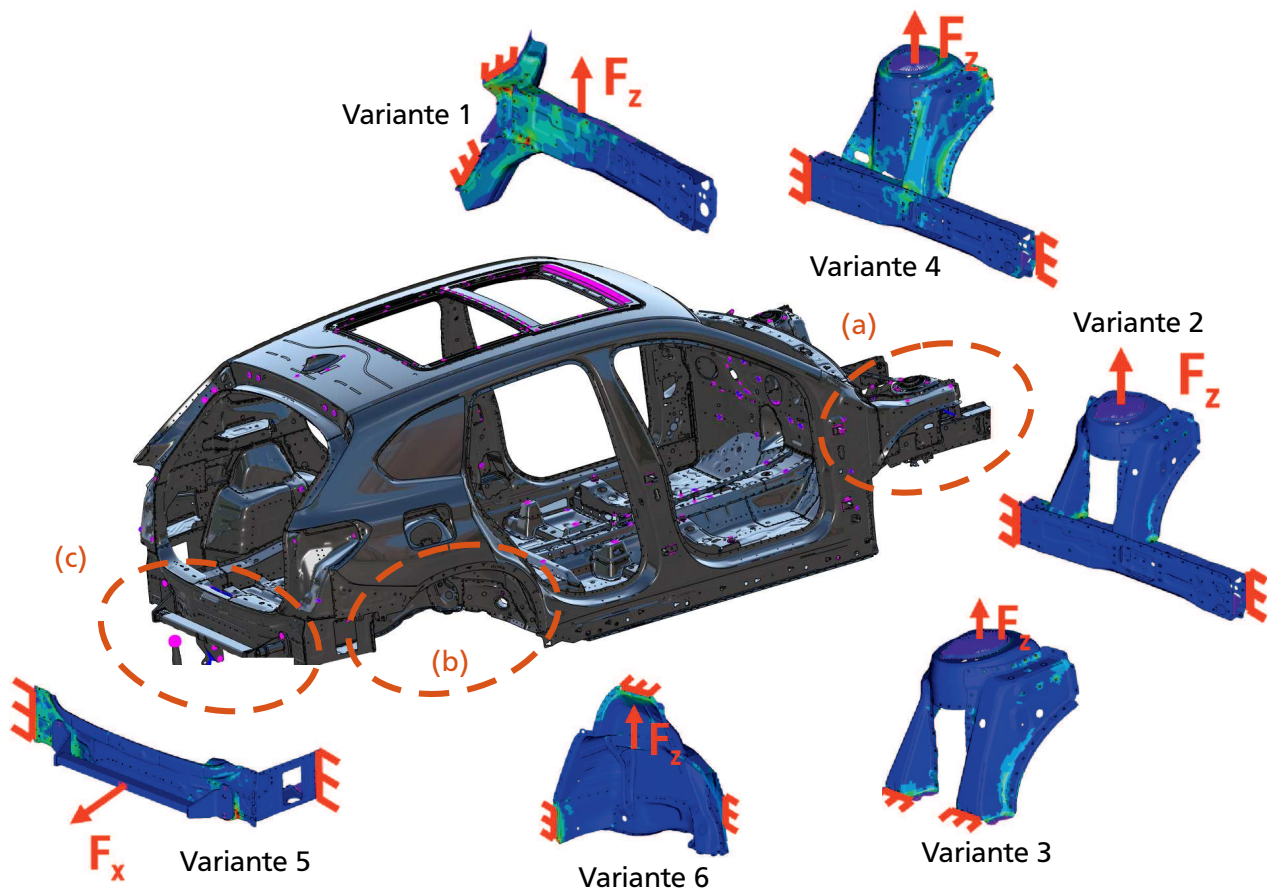
### 6.1 Konzipierung, Durchführung und Vergleich eines Bauteil-Versuchs eines Gesamtfahrzeug-Ausschnittes unter Belastung mit konstanten Amplituden

---

Ziel des Lebensdauerversuchs ist die Messung lokaler Beanspruchungen, das Nachvollziehen der Schadensreihenfolge und ein Sichtbarmachen der Degradationseffekte an den Punktschweißverbindungen sowie der Vergleich zu den Simulationsergebnissen unter Verwendung der DegraRP Methode.

#### Ableitung des Versuchaufbaus und der aufgebrachten Belastung

Grundlage für die Auswahl eines für den Versuch geeigneten Karosseriebereichs bildet die Fahrzeugkarosserie eines BMW Sports Activity Vehicles (SAV), siehe Abbildung 6.1. Die ausgewählte Karosserie bietet gute Voraussetzungen, da sie eine hohe Anzahl an Punktschweißverbindungen und eine geringe Anzahl anderer Verbindungselemente aufweist. Ebenso kann die benötigte Gesamtfahrzeugkarosserie aus dem Fertigungsprozess entnommen werden, bevor sie einer KTL-Beschichtung unterzogen wird. Dadurch sind etwaige vorhandene Klebstellen nicht ausgehärtet und damit nur gering tragfähig, wodurch eine Beeinflussung der Versuchsergebnisse verringert werden kann. Um einen geeigneten Karosserie-Ausschnitt als Probengeometrie auszuwählen, werden zunächst rechnerische Voruntersuchungen durchgeführt. Hierzu werden in einer ersten Betrachtung sechs Karosserie-Ausschnitte ausgewählt. Bei dieser Vorauswahl wird darauf geachtet, dass in den Karosserie-Ausschnitten eine hohe Anzahl an Schweißpunkten vorhanden ist, möglichst wenig andere Verbindungselemente wie etwa Schweißnähte und Nietverbindungen existieren. Außerdem



**Abbildung 6.1.:** Identifizierte Bereiche und Varianten eines möglichen Bauteil-Versuchsaufbaus

müssen die Ausschnitte mit vertretbarem Aufwand aus der Gesamtkarosserie entnommen werden können. Die Bereiche der Karosserie, in denen sich die sechs ausgewählten Ausschnitte befinden, sind in Abbildung 6.1 dargestellt: Federstütze vorne (a), Radhaus hinten rechts (b) sowie Anbindung Anhängervorrichtung (c).

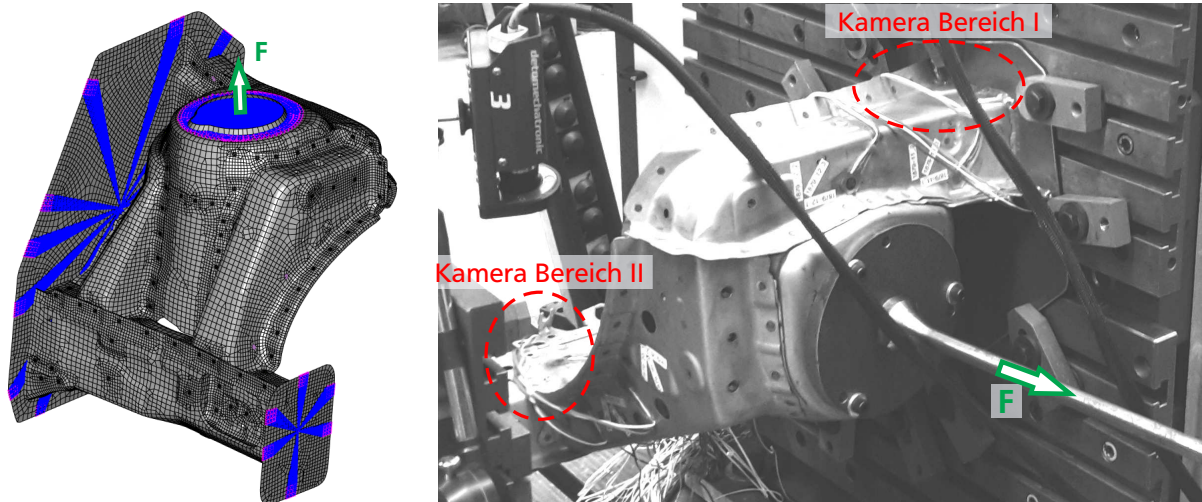
Anhand der Ergebnisse der konventionellen Lebensdaueruntersuchungen wird ein, für die Versuchsdurchführung geeigneter, Karosserie-Ausschnitt ausgewählt.

Bei den Varianten 2 und 3 sind Teile der Federstütze entfernt. Dies führt zu einer eindeutigen Definition des Lastpfades, stellt aber erhöhte Anforderungen an die Vorbereitung der Probe. Ähnliches gilt für Variante 6, bei der das Radhaus aus der Gesamtkarosserie entfernt werden muss. Bei Variante 5 kann es durch die Belastung der Probe zu einem Kontakt zwischen Heckverkleidung und Anbindung der Anhängervorrichtung kommen, was ein nichtlineares Kraft-Verformungs-Verhalten zur Folge hat. Die genannten Varianten sind daher für die Durchführung der Lebensdaueruntersuchungen eher weniger geeignet. Die Ergebnisse der Voruntersuchungen zeigen, dass für die Varianten 1, 3 und 4, die sich alle im Bereich des Motorträgers und der Federstütze befinden, viele hochbeanspruchte Schweißpunkte über die jeweils gesamte Geometrie verteilt existieren. Zusätzlich weisen diese jeweils unterschiedliche Beanspruchungsanteile auf.

Um die Vorteile dieser Probenformen auszunutzen, erscheint eine Kombination der einzelnen Varianten sinnvoll. Zu berücksichtigende Nachteile sind, dass in diesen Bereichen Dreiblechverbindungen sowie von anderen Blechen verdeckte Schweißpunkte existieren, welche eine mögliche optische Versuchsauswertung beeinträchtigen können. Zwischen dem Ort der Krafteinleitung und der Einspan-



nung des Motorträgers ist ein gewisser Abstand vorhanden, welcher als Hebelarm ein Moment in den Motorträger einleitet. Daher wird zur Abstützung auch der Stützträger des Radhauses, welcher sich nahe der Krafteinleitung befindet, fest eingespannt. Außerdem erfolgt eine Einspannung des freien Endes des Motorträgers, um eine unverhältnismäßig hohe Beanspruchung der Schweißpunkte nahe der anderen Einspannung zu vermeiden. Die resultierende Versuchsanordnung und das zugehörige FE-Modell sind in Abbildung 6.2 dargestellt.



**Abbildung 6.2.:** FE-Modell und Versuchsaufbau des abgeleiteten Bauteilversuchs

Nach der Definition des Prüfaufbaus muss eine geeignete Belastung festgelegt werden. Basierend auf der konventionellen Lebensdaueranalyse wird eine Belastung mit der Oberlast  $F_o = 8 \text{ kN}$  und einem R-Verhältnis von  $R = 0.1$  gewählt. Letzteres entspricht annähernd der beobachtbaren Belastung im Betrieb. Zur Plausibilisierung dieser Lastamplitude werden Lastzeitreihen, welche bei der realen Fahrzeugerprobung mit dem entsprechenden Fahrzeug aufgenommen wurden, analysiert. Die Lastzeitreihen werden ermittelt, indem bei der Durchfahrt verschiedener Strecken mit einem Testfahrzeug die auftretenden Kräfte an bestimmten Bereichen des Fahrzeuges gemessen werden. Diese Kraftmessung erfolgt unter anderem auch an den vorderen Federbeinstützen, weshalb diese Daten als Vergleichswert herangezogen werden können. Die so erhaltenen Lastzeitreihen werden dann mittels eines Zählverfahrens jeweils in ein Amplitudenkollektiv überführt, welches als Grundlage der Lebensdaueruntersuchung dient.

Um eine möglichst realistische Abbildung der im Betrieb auftretenden Beanspruchungen zu erhalten, werden die einzelnen Segmente der Fahrzeugerprobung jeweils in einer vorgegebenen Anzahl an Durchläufen absolviert. Die aus dieser Gesamtbelastung resultierende Schädigung wird nun der bei den Prüfstandversuchen erwarteten Schädigung gegenübergestellt, um diese Annahme zu plausibilisieren. Dazu werden die jeweiligen Lastkollektive anhand einer generischen Wöhlerlinie mit einer Neigung von  $k = 5$  bewertet. Die so für die Fahrzeugerprobung ermittelten fiktiven Schädigungen sind in Tabelle 6.1 aufgelistet.

Dem kann die Schädigung durch das Rechteckkollektiv gegenübergestellt werden. Diese Schädigung liegt bei  $D = 8.14 \cdot 10^{-14}$  und damit um den Faktor 8.75 (links) bzw. 3.09 (rechts) über den Schädigungen, welche aus den bei der Fahrzeugerprobung an der Federbeinstütze ermittelten Kräften berechnet wurden. Die Lastannahme von  $F_o = 8 \text{ kN}$  erscheint daher sinnvoll, da eine Schädigung erreicht wird, die in Höhe der Größenordnung der Schädigung aus der Fahrzeugerprobung



**Tabelle 6.1.:** Fiktive Schädigung  $D_f$  an der Federbeinstütze links und rechts

Strecke	$D_f$ links	$D_f$ rechts
LZR 1	$2.75 \cdot 10^{-15}$	$1.60 \cdot 10^{-14}$
LZR 2	$6.71 \cdot 10^{-17}$	$6.91 \cdot 10^{-17}$
LZR 3	$5.46 \cdot 10^{-16}$	$3.56 \cdot 10^{-15}$
LZR 4	$1.73 \cdot 10^{-18}$	$1.75 \cdot 10^{-18}$
LZR 5	$1.33 \cdot 10^{-19}$	$1.34 \cdot 10^{-19}$
LZR 6	$5.94 \cdot 10^{-15}$	$6.77 \cdot 10^{-15}$
LZR 7	$8.84 \cdot 10^{-18}$	$5.35 \cdot 10^{-18}$
<b>Summe</b>	$9.30 \cdot 10^{-15}$	$2.64 \cdot 10^{-14}$

liegt. Auch in anderen Forschungsvorhaben wurden vergleichbare bauteilähnliche Proben mit einer solchen Belastung im Schwingversuch beaufschlagt [3].

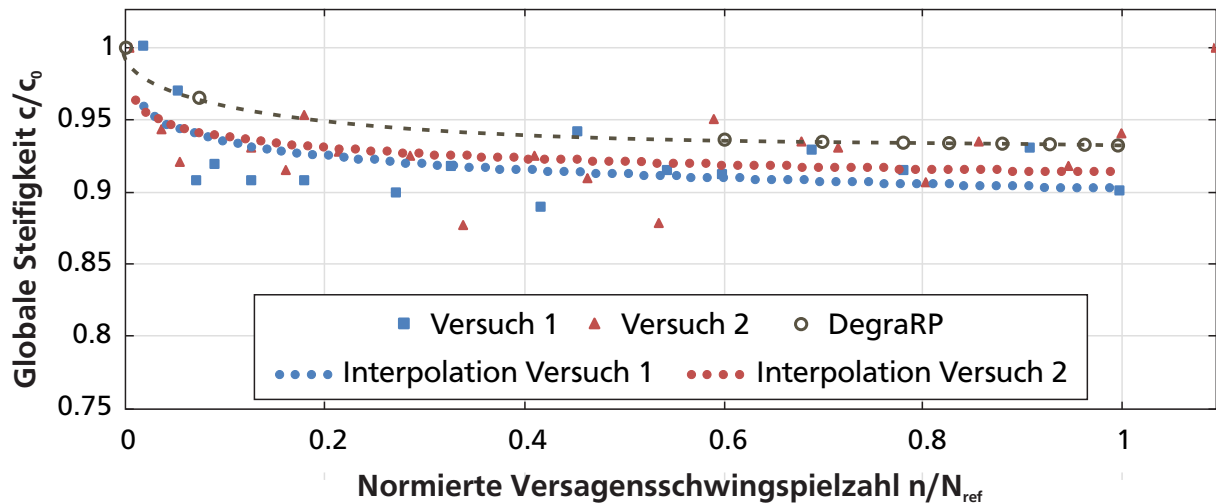
### Versuchsdurchführung des Bauteilversuchs unter Belastung mit konstanten Amplituden

Es werden Lebensdauerversuche an den beiden verfügbaren Karosserie-Ausschnitten durchgeführt. Da der Versuch am zweiten Bauteil nach Abschluss des ersten Versuches stattfindet, können dessen Ergebnisse zur Optimierung der Prüfbedingungen verwendet werden. Die Erfassung der lokalen und globalen Zustandsänderungen wird während des Versuchs mittels drei Methoden durchgeführt. Neben der Aufzeichnung der globalen Steifigkeit, basierend auf der Kraft- und Wegmessung des Prüfzylinders, werden Änderungen der lokalen Beanspruchung mittels DMS erfasst. Ebenso wird an zwei ausgewählten Bereichen eine optische Anrissdetektion mittels eines Kamerasystems durchgeführt. Die ausgewählten Bereiche sind in Abbildung 6.2 hervorgehoben. Diese wurden auf Basis der höchstgeschädigten Knoten in der konventionellen Lebensdaueranalyse ausgewählt. Die Dehnungsmessungen erfolgen quasi-statisch. Nach einer zuvor festgelegten Anzahl von Schwingspielen wird die Versuchsdurchführung unterbrochen und die Probe mit einer festgelegten Kraft von  $F_o = 8$  kN belastet.

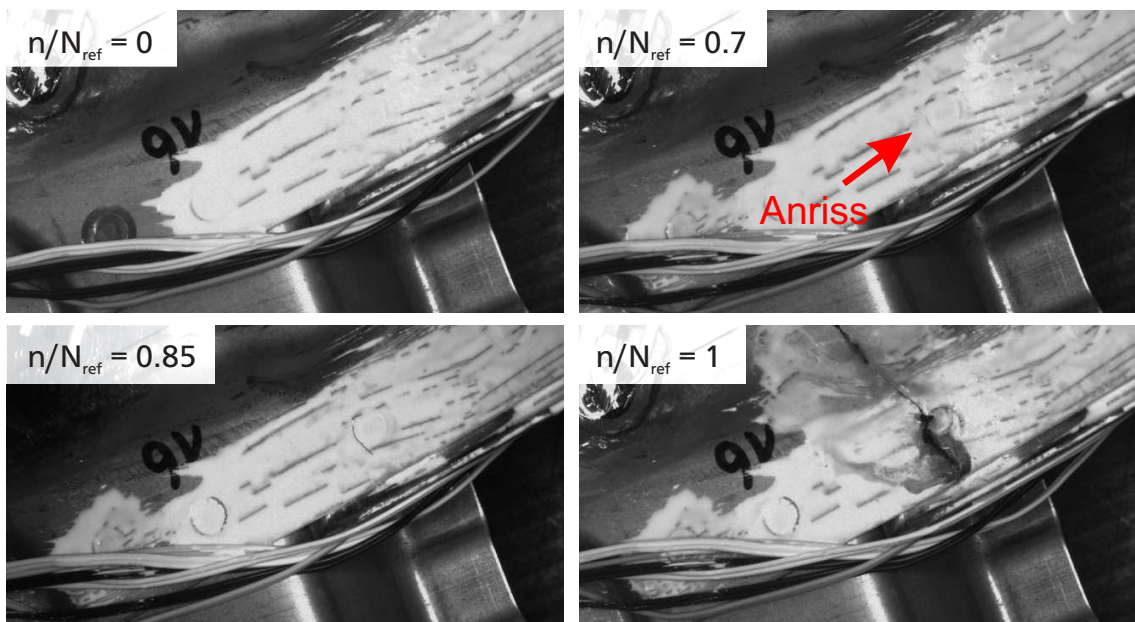
Im Laufe des ersten Versuches stellte sich heraus, dass die gewählte Belastung nicht ausreichend ist, um die gewünschte Schädigung des Bauteils zu erzielen. Daher wurde die Belastung im Laufe des Versuchs auf bis zu  $F_o = 14$  kN erhöht und als Belastung für den zweiten Versuch definiert. Die statischen Messungen erfolgten in beiden Versuchen stets bei  $F = 8$  kN.

Abbildung 6.3 zeigt das globale Steifigkeitsverhalten des Bauteils während des Versuchs, verglichen mit der simulierten globalen Degradation. Die Messung weist eine sehr hohe Streuung der Probensteifigkeiten zu den eingezeichneten Messzeitpunkten auf. Außer einer deutlichen Reduktion zu Beginn des Versuchs, der möglicherweise auf Setzeffekte im Prüfaufbau zurückzuführen ist, ist zunächst keine aussagekräftige Änderung der Probensteifigkeit erkennbar. Der Verlauf deckt sich mit dem Probensteifigkeitsverlauf, der an ähnlichen punktgeschweißten Strukturen beobachtet wurde [73]. Die globale Probensteifigkeit als Resultat der DegraRP-Methode liegt noch knapp innerhalb der Streuung des Versuchs. Sie zeigt ein vergleichbares charakteristisches Verhalten wie die experimentell ermittelte Steifigkeitsdegradation.

Die Aufnahmen des Bereichs 2 sind für ausgewählte Zeitpunkte in Abbildung 6.4 dargestellt. An der zweiten kritischen Stelle ist bei  $n/N_{ref} = 0.7$  ein Riss an der Oberfläche erkennbar. Ob die



**Abbildung 6.3.:** Messung der globalen Steifigkeit von Bauteilversuch 1 und 2



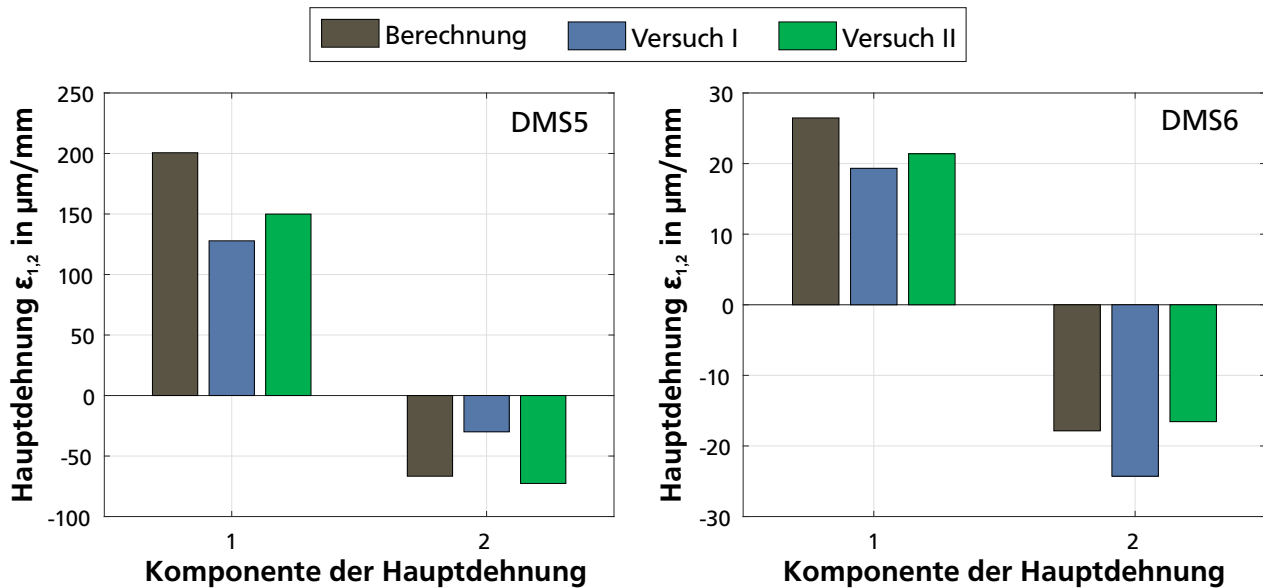
**Abbildung 6.4.:** Rissinitiierung und -fortschritt des Versuch 1, Bereich 2

Rissbildung durch die Vorschädigung oder erst durch die erhöhte Belastung von  $F_o = 14 \text{ kN}$  ab  $n/N_{ref} = 0.65$  hervorgerufen wird, ist nicht abschließend ermittelbar.

Die Auswertung von Bereich 1 zeigen weder in Versuch 1 noch in Versuch 2 einen Anriss des Bauteils an dem am als kritisch betrachteten Schweißpunkt oder an den benachbarten Schweißpunkten. Die Ursache hierfür kann vielfältiger Natur sein. Zunächst können innerhalb der Blechstruktur Unterschiede zwischen der Probe und dem FE-Modell vorliegen, die das Berechnungsergebnis beeinflussen. Weiterhin liegt der betrachtete Bereich in der Nähe der Schnittebene, an der der Karosserie-Ausschnitt aus der Gesamtkarosserie herausgetrennt wurde. Weiterhin ist zu berücksichtigen, dass Risse nur an der Blechoberfläche beobachtet werden können. Ein möglicherweise innerhalb des Schweißpunktes entstandener Riss, der noch nicht bis zur Blechoberfläche fortgeschritten ist, kann optisch nicht detektiert werden.

## Vergleich von Versuch und Berechnung unter Verwendung der DegraRP-Methodik

Zunächst erfolgt eine Prüfung über die Reproduzierbarkeit des Lebensdauerversuchs. Da sich die DMS bei beiden Karosserie-Ausschnitten an den jeweils äquivalenten Stellen befinden, eignen sich die zu Versuchsbeginn aufgenommenen Dehnungen als Vergleichskriterium. Die Stellen, an denen die DMS appliziert werden, sind in Anhang D.2 angegeben. Aufgrund der jeweils unterschiedlichen Orientierung der DMS-Gitter können deren Dehnungen jedoch nicht direkt verglichen werden. Stattdessen werden die aus den einzelnen Dehnungen berechneten Hauptdehnungen gegenübergestellt. Abbildung 6.5 zeigt die Hauptdehnungen für die DMS5 und -6 sowie den Abgleich zum aufgebauten FE-Modell. Die Hauptdehnungen der restlichen DMS sind in Anhang D.2 gezeigt. Um Setzeffekte am

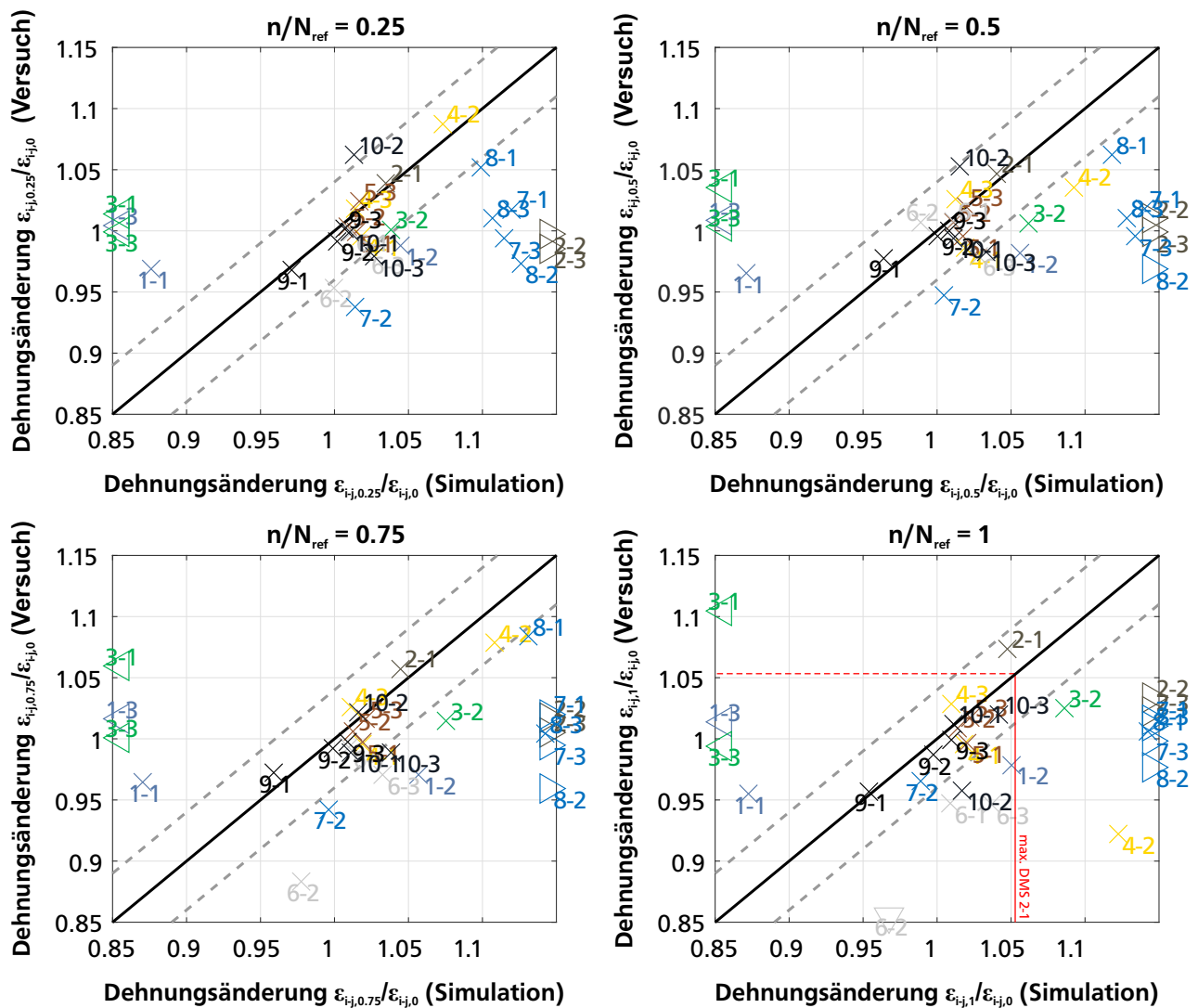


**Abbildung 6.5.:** Abgleich der Hauptdehnungen aus der DMS-Messung von Versuch 1 und 2 sowie dem FE-Modell

Prüfstandsauflösung ausschließen zu können, werden die Ergebnisse der Dehnungsmessung nach  $n = 50\,000$  Schwingspielen für den Vergleich herangezogen. Die simulierten und experimentell ermittelten Dehnungen liegen, insbesondere für die Komponenten zwei der Hauptdehnung, im Bereich der Versuchsstreuung. Die Simulation überschätzt die erste Komponente der Hauptdehnung. Insgesamt liegen die Abweichungen der verglichenen Dehnungen in einem akzeptablem Rahmen, insbesondere unter Berücksichtigung der Komplexität des Prüfaufbaus.

Die Vorgehensweise zur Auswertung der Daten und dem Abgleich mit den Simulationsergebnissen ist für beide Versuche identisch. Die folgenden Auswertungen basieren auf den Ergebnissen des zweiten Schwingversuches, da bei diesem der Lasthorizont über die gesamte Versuchsdauer unverändert ist. Für den Nachweis der Funktionalität der Methode DegraRP erfolgt ein Vergleich der gemessenen und berechneten Dehnungsverläufe. Einen exemplarischen Überblick über die Dehnungen aller DMS-Gitter nach  $n/N_{ref} = 25\%, 50\%, 75\%$  und  $100\%$  gibt Abbildung 6.6.

In den Diagrammen sind die Änderung der Dehnungen  $\epsilon_{i-j}$  jedes DMS-Gitters für Versuch und Simulation zum entsprechenden Zeitpunkt gegenübergestellt. Der Index  $i$  steht für die Nummer des DMS, der Index  $j$  für das DMS-Gitter. Die Werte sind dabei jeweils auf den Startwert  $\epsilon_{i-j,0}$  normiert. Je näher die Messpunkte an der eingezeichneten Diagonalen liegen, desto höher ist die Übereinstimmung zwischen Versuch und Simulation. Um eine Einschätzung der Güte der Simulationsergebnisse vornehmen zu können, werden die Dehnungswerte im Kontext der vorhandenen



**Abbildung 6.6.:** Vergleich von gemessener zu simulierter Dehnungsänderung bei Bauteil-Versuch 2

Streuung der gemessenen Werte betrachtet. Als Basis der Bewertung wird die mittlere Abweichung zwischen den Messwerten der beiden Versuche herangezogen. Diese Abweichung ist als Streuband mit den gestrichelten Linien gekennzeichnet. Liegt ein Dehnungswert innerhalb dieses Streubands, ist die Abweichung zwischen Versuch und zugehöriger Simulation geringer als die Streuung zwischen den Versuchen.

Insgesamt liegen ca. 60 % der Messpunkte innerhalb oder sehr nahe des aufgespannten Streubandes. Große Abweichungen können insbesondere für die DMS1, -2, 3, -7 und -8 beobachtet werden. Auffällig ist, dass bereits ab  $n/N_{ref} = 25\%$  eine sehr hohe Dehnungsänderung der genannten DMS in der Berechnung festzustellen ist, welche im Versuch nicht auftritt. Berücksichtigt man den Unterschied zwischen dem Schadensbild der konventionellen Lebensdauerberechnung und den experimentellen Resultaten kann diese Auffälligkeit erklärt werden. Insbesondere nahe der DMS1 und DMS3 wird in der konventionellen Lebensdaueranalyse eine sehr hohe Schädigung prognostiziert, welche im Versuch nicht beobachtet werden kann. Dies führt dazu, dass an den Schweißpunkte in der Nähe der Applikationsstelle von DMS1 und -3 die virtuelle Degradation in der Simulation deutlich überschätzt wird, diese in der Realität jedoch nicht auftritt. Die DMS7 und DMS8, welche die virtuelle Degradation ebenfalls deutlich überschätzen, zeigen bereits beim Vergleich des lokalen Dehnungsverhaltens des ungeschädigten Prüfaufbaus einen deutlichen Unterschied zum Versuch, siehe

---

Anhang D.2. Beide DMS überschätzen die lokale Beanspruchung deutlich. Die starke Abweichung der Degradationssimulation des DMS2 kann in Teilen durch die vorliegende, vergleichsweise geringe absolute Dehnung des DMS2 begründet werden. Weitere Faktoren, welche die Prognosegüte beeinflussen und nicht vollständig ausgeschlossen werden können sind bspw. Abweichungen in der Positionierung der DMS oder Ungenauigkeiten bei der Fertigung einzelner Schweißpunkte.

Es ist zu erkennen, dass die berechneten Werte zunächst gut mit den gemessenen übereinstimmen. Mit fortschreitender Lebensdauer zeigen die Messwerte eine Dehnungszunahme an, die durch die Simulation nicht abgebildet wird. Um dieses Phänomen zu untersuchen, wird analysiert, inwieweit diese Dehnungszunahme auf ein Versagen der Schweißpunkte zurückzuführen ist. Hierzu wird eine Berechnung der Dehnungen an einem FE-Modell, an dem die Schweißpunkte mit der höchsten Schädigung entfernt werden, durchgeführt. Die Ergebnisse der Simulation an diesem Modell zeigen die Grenzen der DegraRP Methode auf, da die Methode nur zur Simulation von Steifigkeitsänderungen im Schweißpunkt selbst und nicht dem ihn umgebenden Grundmaterial konzipiert ist. Ein Ergebnis dieser Grenzbetrachtung ist exemplarisch für den DMS 2-1 in der Auswertung in Abbildung 6.6,  $n/N_{ref} = 100\%$  illustriert. Der Wert der gemessenen Dehnung liegt deutlich über dem der berechneten Dehnung. Anhand des Grenzwertes der Dehnung, der mittels der roten Linie dargestellt ist, ist zu erkennen, dass selbst bei vollständigem Versagen der kritischsten Schweißpunkte ein Dehnungswert, wie er in den Versuchen auftritt, nicht erreicht wird. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass die gemessene Zunahme der Dehnung nicht nur aus dem Versagen von Schweißpunkten resultiert, sondern maßgeblich aus einer Veränderung im Grundmaterial. Diese zeigt sich beispielsweise durch den sehr stark fortgeschrittenen Riss bis weit hinein in das Grundmaterial in Abbildung 6.4 bei  $n/N_{ref} = 100\%$ . Die Simulation kann solche Veränderungen mittels einer Anpassung des Balkenelements einzelner Punktschweißverbindungen nicht abbilden. Dies unterstützt die Ergebnisse der Analyse des Hutprofils in Kapitel 5.3.

---

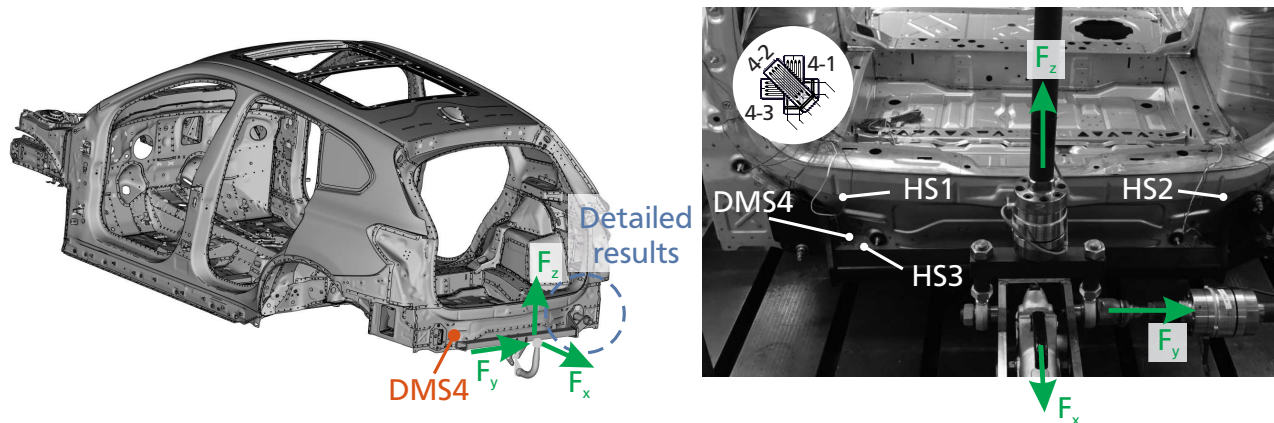
## 6.2 Mehraxiale Anhängprüfung einer Gesamtfahrzeugkarosserie

---

Abschließend wird die DegraRP-Methode an einem Gesamtfahrzeugversuch überprüft. Hierzu wird eine mehraxiale Anhängprüfung unter Verwendung des Car Loading Standard for trailer coupling (CARLOS TC) Lastkollektives herangezogen [139]. Ziel des Versuchs ist es, im Gegensatz zu den im realen Fahrbetrieb auftretenden Schäden, durch eine starke Überhöhung des Belastungskollektivs, bereits frühzeitig Schäden bzw. Risse an hochbeanspruchten Schweißpunkten hervorzurufen. Ähnlich der Untersuchung des Fahrzeugvorderwagens (siehe Kapitel 3.4) oder des Bauteilausschnittes (siehe voriger Abschnitt) wurden insgesamt 25 DMS-Messgitter (6 DMS-Rosetten und 7 uniaxiale DMS) auf der Karosserie verteilt und zu drei Zeitpunkten des Versuchs ( $n/N_{ref} = 0\%$ ,  $50\%$  und  $100\%$ ) DMS-Messungen zur Bestimmung der Änderung der lokalen Beanspruchung durchgeführt.

Eine schematische Abbildung des Versuchsaufbaus sowie eine reale Abbildung der Krafteinleitung und Position eines ausgewählten DMS sind in Abbildung 6.7 dargestellt. Der Versuchsaufbau besteht aus der Karosserie eines Sport Activity Vehicles, welche auch schon in den vorangegangenen Untersuchungen verwendet wurde. Da auch hierfür weder KTL-Beschichtung noch Einbrand durchgeführt wurde, kann ein Einfluss der Klebnähte auf das mechanische Verhalten vernachlässigt werden. Eingespant wurde das Fahrzeug an der im Versuch eingebauten Hinterachse mit starr gesetzten Federbeinen. Die Lagerung des Vorderwagens wurde mittels einer in beiden Dämpferdomen fixierten, Wippe mit starren Auslegern realisiert. Zusätzlich wurde die Karosserie am linken Türscharnier zur Seite hin abgestützt. Abbildungen des realen Versuchsaufbaus sind in Anhang D.2 aufgeführt. Die Krafteinleitung erfolgt an der Anhängvorrichtung in x-, y- und z-Richtung. Neben der Darstellung des Versuchsaufbaus zeigt Abbildung 6.7 auch bereits erste hochbeanspruchte Stellen des Versuchs (HS1-HS3). Insbesondere an diesen Stellen kann während des Versuchs ein Anriss und der Rissfort-

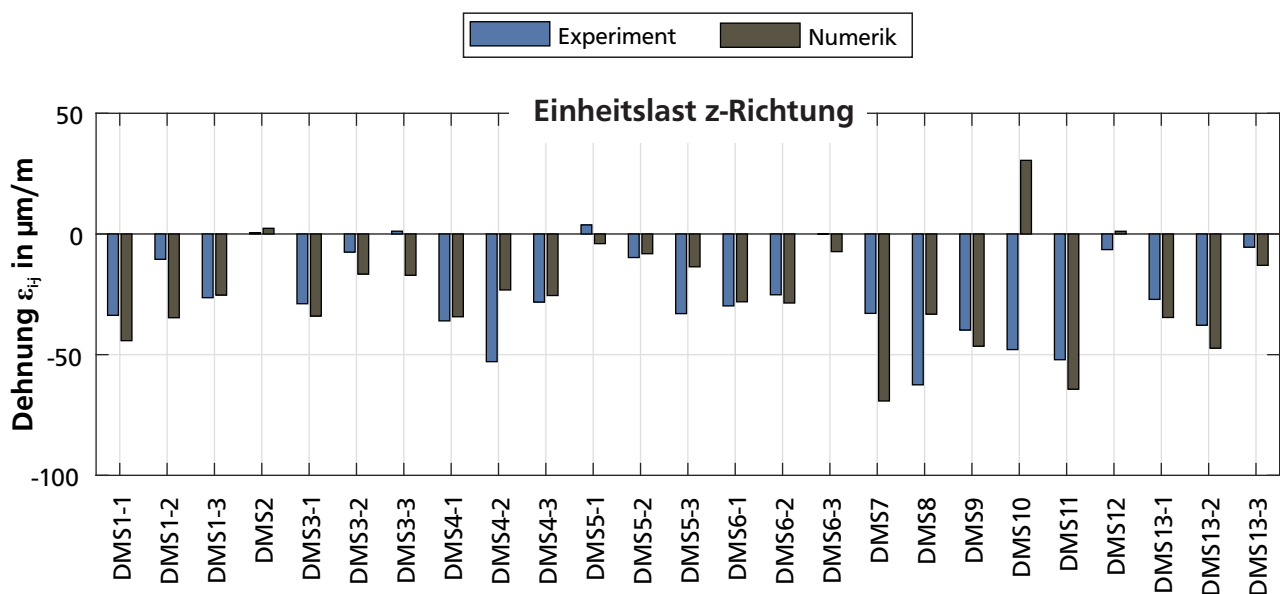




**Abbildung 6.7.:** Test Setup der multiaxialen Anhängprüfung des SAV

schritt einzelner Schweißpunkte beobachtet werden. Die Schädigung nahe des DMS4 (HS3) ist für die nachfolgenden Untersuchungen von besonderem Interesse.

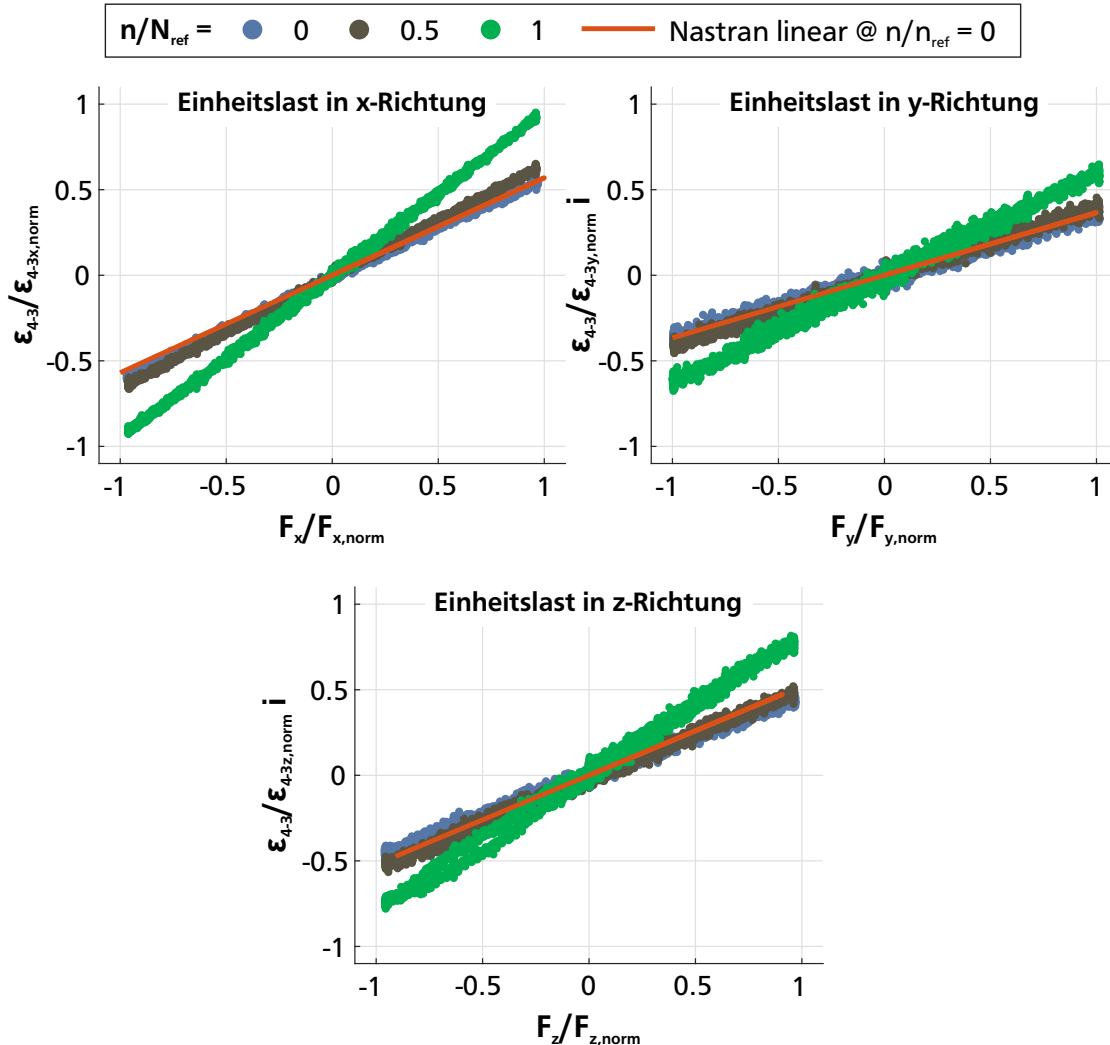
Der Aufbau des FE-Modells folgt den bereits erläuterten Modellierungsrichtlinien. Ein Abgleich der virtuellen, lokalen Beanspruchung zum Versuch wird mittels DMS-Messung bei  $n/N_{ref} = 0\%$  durchgeführt. Dieser ist in Abbildung 6.8 dargestellt. Exemplarisch sind die Resultate für einen Einheits-



**Abbildung 6.8.:** DMS Abgleich von Versuch zu Numerik der multiaxialen Anhängprüfung

lastfall in z-Richtung aufgeführt. Der Abgleich unter Aufbringung einer Last in x- und y-Richtung ist in Anhang D.2 angefügt, ebenso wie die genaue Positionierung der einzelnen DMS. Der DMS-Abgleich ermöglicht eine spätere Bewertung der Ergebnisse der DegraRP-Simulation. Besonderes Augenmerk liegt auf DMS4, da dessen Ergebnisse im weiteren Verlauf detaillierter betrachtet und verglichen werden. Dieser zeigt in 1- und 3-Richtung eine gute Übereinstimmung von experimenteller und virtueller Dehnung. DMS4-2 zeigt im realen Betrieb eine deutlich höhere Dehnung bei aufgebrachter Einheitslast in z-Richtung. Dies lässt sich sehr wahrscheinlich durch Nichtlinearitäten wie z.B. Kontakt an der Prallplatte der Anhängvorrichtung begründen, welche in der FE-Modellierung nicht berücksichtigt sind. Ein ähnliches Verhalten zeigt sich auch bei Beaufschlagung des Prüfstandes mit einer Einheitslast in x- und y-Richtung.

Exemplarisch wird an DMS4 eine detaillierte Analyse der Änderung der lokalen Beanspruchung und ein Vergleich zu den Berechnungsergebnissen unter Anwendung der DegraRP-Methode durchgeführt. Abbildung 6.9 zeigt die gemessene Dehnung des DMS4-3 unter einer Einheitslast in x-, y- und z-Richtung zu den drei gemessenen Zeitpunkten während des Versuchs bei  $n/N_{ref} = 0\%$ , 50 % und 100 %. Zusätzlich ist nochmals die Dehnung der linear elastischen Simulation mit NASTRAN des

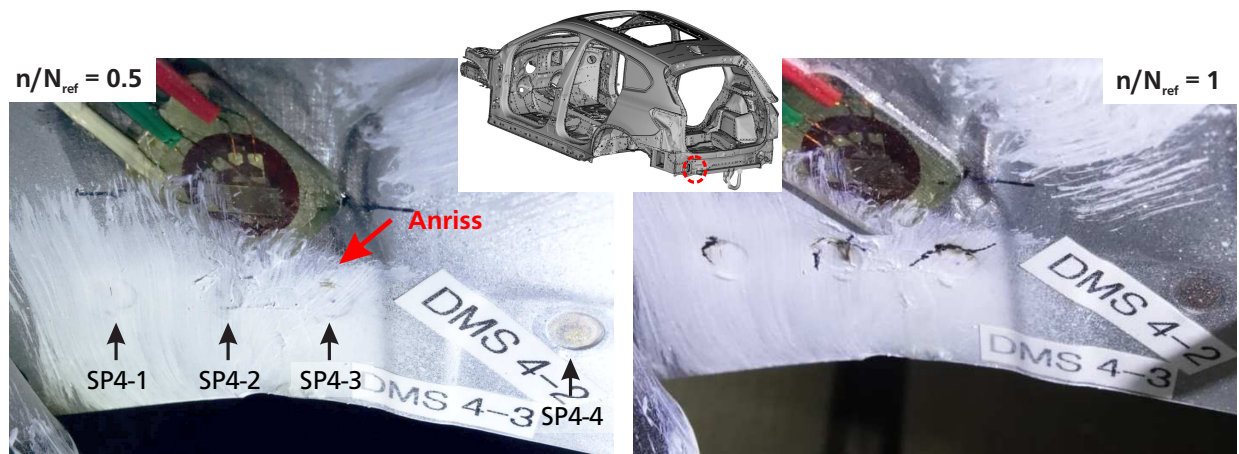


**Abbildung 6.9.:** Vergleich von experimenteller zu virtueller Dehnung an DMS4 zu unterschiedlichen Zeitpunkten der MAP

ungeschädigten Modells aufgeführt. Grundsätzlich kann an dieser Messstelle ein lineares Verhalten der Dehnungsmessung festgestellt werden. Mit zunehmender Schwingenzahl tritt eine deutliche Änderung der Steigung  $m = \Delta\epsilon/\Delta F$  der Kraft-Dehnungs-Kurve ( $F - \epsilon$ ) auf. Unter einer Einheitslast in x-Richtung nimmt die Steigung von  $m = 0.47$  zu Beginn des Versuchs um ca. 63 % bis zum Ende des Versuchs zu. Auch zur Hälfte der Versuchszeit ist bereits eine Zunahme um ca. 10 % zu beobachten.

Die Ergebnisse dieser Dehnungsmessung korrelieren gut mit dem beobachteten Schadensbild der Schweißpunkte nahe DMS4. Dies ist in Abbildung 6.10 zu den Zeitpunkten  $n/N_{ref} = 50\%$  und  $100\%$  dargestellt. Insgesamt befinden sich vier Schweißpunkte nahe des DMS4, wovon insbesondere die Schweißpunkte SP4-1 bis SP4-3 eine hohe Beanspruchung aufweisen. Bereits zur Hälfte des Versuchs zeigt sich ein erster (an der Oberfläche sichtbarer) Anriss an SP4-3. Zum Ende des Versuchs sind alle drei Schweißpunkte sehr deutlich angerissen mit einem ausgeprägtem Risswachstum ins be-





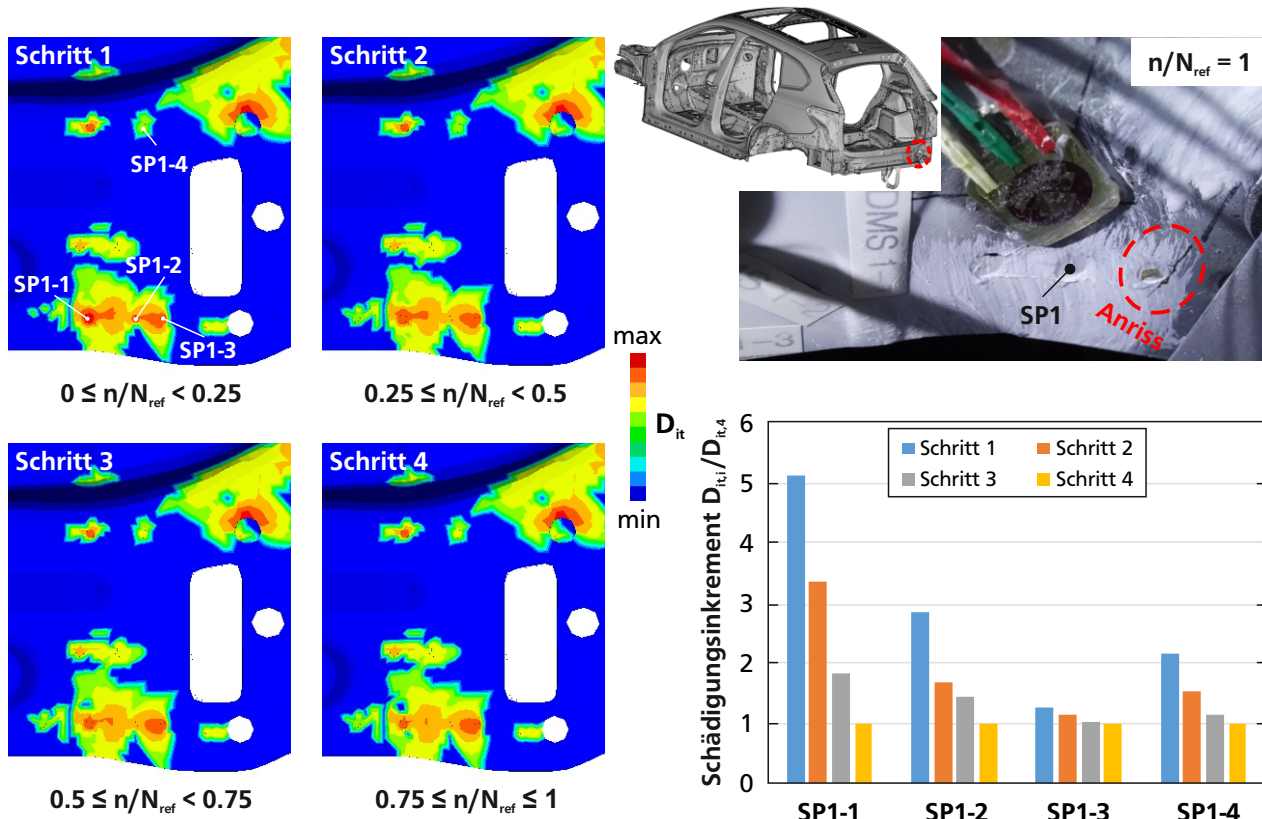
**Abbildung 6.10.:** Schadensbild der Schweißpunkte in der Nähe von DMS4

nachbarte Grundmaterial. Dies erklärt die deutlich beobachtbare Änderung der Dehnung an DMS4. Eine Änderung der globalen Steifigkeit des Versuchsaufbaus konnte über die gesamte Versuchsdauer nicht beobachtet werden. Dies deckt sich mit den bereits erzielten Resultaten der anderen Versuche an größeren Bauteilausschnitten oder Strukturen.

Zur Berücksichtigung der Steifigkeitsänderung wurde die DegraRP-Methode auf das eingeführte FE-Modell und die zugehörigen Last-Zeit-Reihen angewandt. Abweichend von der bisherigen Vorgehensweise wurde eine festgelegte und keine variable Schrittweite der einzelnen Berechnungsschritte (maßgeblich bestimmt durch die zugrunde liegenden Berechnungsparameter) gewählt. Dies wird mit dem zugehörigen sehr hohem Berechnungsaufwand bei einer variablen Schrittweite begründet. Insgesamt werden vier Berechnungsschritte mit einer Schrittweite von jeweils  $\Delta n/N_{ref} = 0.25$  verwendet. Um den Berechnungsaufwand weiter zu reduzieren, wurden im Vorfeld an die Berechnung eine Auswahl von für die Berechnung relevanten Schweißpunkten getroffen. Basis hierfür ist eine konventionelle Lebensdauerberechnung der MAP und die zugehörigen Schadenssummen  $D_{sp}$  der einzelnen Schweißpunkte. Für die Degradationssimulation werden lediglich Schweißpunkte berücksichtigt, welche eine Schädigung von  $D_{sp} > 1 \cdot 10^{-5}$  aufweisen. Die ursprüngliche Anzahl von über 5000 relevanten Schweißpunkte wird so auf lediglich 675 relevante Schweißpunkte reduziert.

Abbildung 6.11 zeigt ausgewählte Berechnungsergebnisse der multiaxialen Anhängprüfung unter Anwendung der DegraRP-Methodik. Die linke Seite der Abbildung zeigt die Schädigungsinkremente  $D_{it}$  je Berechnungsschritt, dargestellt für den Bereich gekennzeichnet mit *Detailed results* in Abbildung 6.7. Zusätzlich ist das Schadensbild am Ende des Versuchs dargestellt. Es zeigt einen deutlichen Anriss am Schweißpunkt SP1-2. Eine Umverteilung der akkumulierten Schädigung kann in den einzelnen Berechnungsschritten beobachtet werden. Bei der Analyse von SP1-1 (dem höchstgeschädigten Schweißpunkt in diesem Ausschnitt) zeigt sich bspw. eine leichte Reduktion der Schädigungsinkremente je Berechnungsschritt im Schweißpunkt und dem zugehörigen Grundmaterial. Als Resultat dieser Abnahme der Schädigung in SP1-2 nehmen die Schweißpunkte der näheren Umgebung die Last auf. Ein ähnliches Verhalten zeigt bspw. auch für SP1-4.

Das in Abbildung 6.11 dargestellt Balkendiagramm unterstreicht diese Feststellung. Darin sind die Schädigungsinkremente der hochbeanspruchten Schweißpunkte SP1-1 bis SP1-4, normiert auf das jeweilige Schädigungsinkrement im letzten Berechnungsschritt, dargestellt. Sämtliche Schweißpunkte zeigen eine (teilweise recht deutliche) Abnahme der Schädigung mit zunehmender zyklischer Belastung. Die Ergebnisse spiegeln das qualitative Verhalten des Versuchs gut wieder und zeigen so



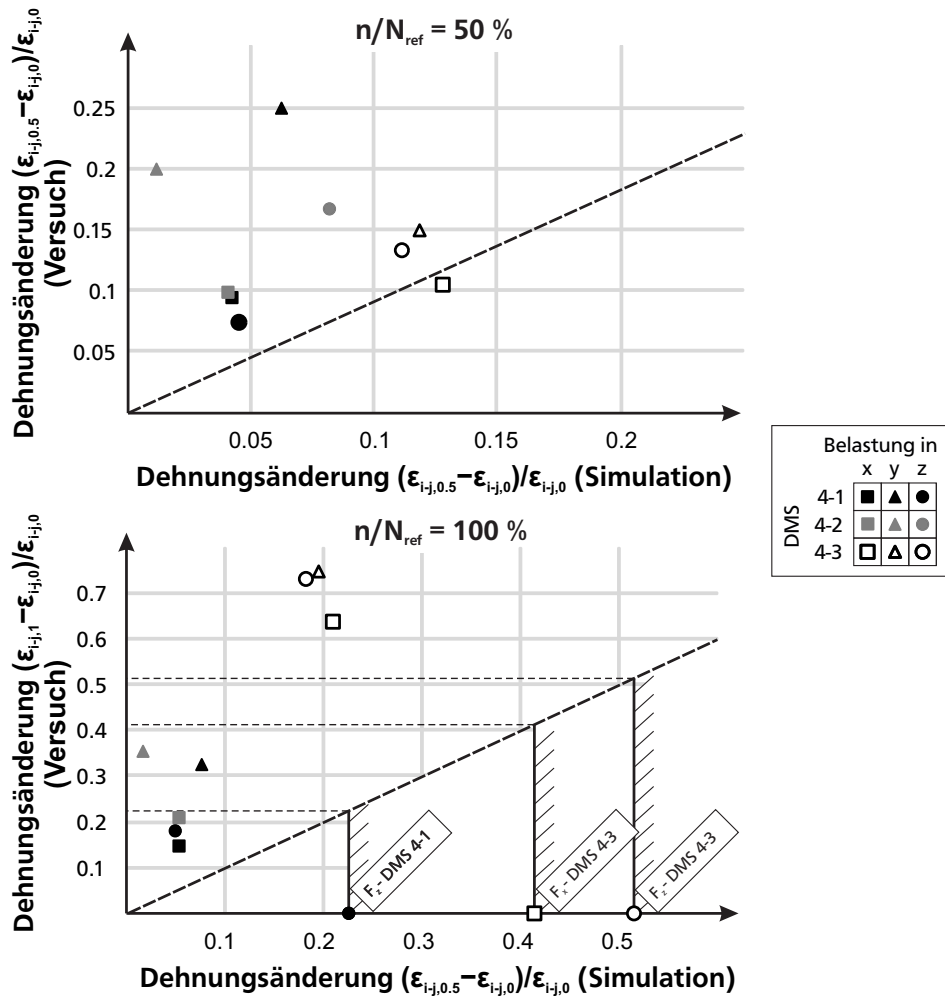
**Abbildung 6.11.:** Zentrale Resultate der Anwendung der Methode DegraRP-Multiaxial auf eine MAP

die prinzipielle Funktionalität der um Multiaxialität und variabler Belastung erweiterten Methode DegraRP.

Abschließend wird, ähnlich dem Vorgehen beim Abgleich des Bauteilausschnittes, die Abbildung der Änderung der lokalen Beanspruchung mittels der Methode DegraRP untersucht. Hierzu wird wiederum die experimentelle Untersuchung des bereits analysierten DMS4 herangezogen und mit der zugehörigen virtuellen Dehnungsänderung bei  $n/N_{ref} = 50\%$  und  $100\%$  verglichen. Die Resultate dieses Vergleiches sind in Abbildung 6.12 dargestellt.

Die Dehnungsänderung zur Hälfte des Versuches bei  $n/N_{ref} = 50\%$  kann mittels der DegraRP-Methode gut abgebildet werden. Eine Ausnahme bilden hierbei die DMS4-1 und -4-2 unter einer Einheitslast in y-Richtung. Die Dehnungsänderung wird simulativ deutlich unterschätzt. Die Gründe für die Abweichung wurden bereits im vorangegangenen Kapitel diskutiert.

Die Dehnungsänderung zum Ende des Versuches bei  $n/N_{ref} = 100\%$  wird, insbesondere für den DMS4-3, simulativ deutlich unterschätzt. Dies liegt maßgeblich an den bereits aufgezeigten Grenzen der Methodik. Das stark ausgeprägte Risswachstum im Grundmaterial des Schweißpunktes (siehe Abbildung 6.10) kann mittels einer Anpassung des Balkenelements nur ungenügend abgebildet werden. Hierzu wird nochmals eine Grenzbetrachtung durchgeführt, in welcher sämtliche hochgeschädigten Schweißpunkte in der Nähe des DMS4 entfernt wurden. Die so ermittelten Grenzen sind für die DMS4-1 (ELF in z-Richtung) und DMS4-3 (ELF in x- und z-Richtung) eingetragen. Selbst bei einer vollständigen Degradation der Schweißpunkte am Heckabschlussblech kann die Dehnungsänderung des DMS4-3 nicht abbilden. Für den DMS4-1 besteht jedoch noch weiteres Verbesserungspotential. Es ist sehr wahrscheinlich, dass das Risswachstum ins Blech hinein zur Steifigkeitsdegradation im Versuch beiträgt.



**Abbildung 6.12.:** Auswertung Dehnungsumlagerung virtuell zu experimentell

Zusammenfassend zeigt die eingeführte DegraRP-Methodik mit den Ergänzungen hinsichtlich Multiaxialität und variabler Belastungsamplitude vielversprechende Resultate. Insbesondere der globale Steifigkeitsverlauf des Bauteilausschnittes, aber auch die Dehnungsumlagerung einer Mehrheit der DMS kann durch die Methode gut abgebildet werden. Eine entscheidende Grenze der Methode stellt jedoch die Abbildung der Dehnungsänderung sehr stark degradierter Strukturen dar.



---

# 7 Zusammenfassung und Ausblick

## Zusammenfassung

In dieser Arbeit wird ein Verfahren entwickelt, welches die Berücksichtigung von Steifigkeitsänderungen in der virtuellen Lebensdaueranalyse ermöglicht. Der Fokus liegt dabei auf den Verbindungsarten Widerstandspunktschweißen und Kleben sowie auf kohlefaserverstärkten Kunststoffen. Diese finden im Automobilbau häufig ihre Anwendung.

Auf Basis des aktuellen Stands der Technik wurden die bisherigen Untersuchungen der zyklischen Werkstoffeigenschaften des oben genannten Materials und der Verbindungsarten analysiert und erste Ursachen für die Steifigkeitsänderung aufgezeigt. Für die vorliegenden Verbindungstechniken ist die Reduktion der Steifigkeit im Betrieb sehr häufig auf eine lokale (Mikro-) Rissbildung zurückzuführen. Gründe für die Steifigkeitsdegradation endlosfaserverstärkter Kunststoffe sind vielfältig. Rissinitiation und -wachstum wurden auch hier als maßgebliche Effekte für die Änderung der lokalen Eigenschaften identifiziert. Experimentelle Daten lagen insbesondere für kleinere Proben oder bauteilähnliche Strukturen vor. Der Einfluss des Einzeleffektes Degradation auf größere Strukturen blieb bisher weitestgehend unberücksichtigt. Neben der Analyse bestehender experimenteller Daten wurden bereits existierende Verfahren und Modellierungsarten zur Berücksichtigung von Steifigkeitsänderungen in der virtuellen Lebensdaueranalyse analysiert. Für die vorliegenden Verbindungsarten war dies allenfalls rudimentär möglich. Zur Degradationssimulation von CFK-Komponenten lagen zwei Methoden vor, welche jedoch lediglich auf Kleinstprobenebene überprüft sind.

Experimentelle Untersuchungen wurden an verschiedenen Probengeometrien und Strukturen durchgeführt und unter zwei wesentlichen Gesichtspunkten betrachtet. Zum einen wurden die für die Simulation relevanten Parameter identifiziert, zum anderen wurden die Einflussgrößen auf das Degradationsverhalten genauer untersucht. Zur versuchsbegleitenden Überwachung von lokalen und globalen Zustandsgrößen wurden neben einer konventionellen Aufzeichnung der Maschinensteifigkeit auch Laser- und clip-on Extensometer verwendet. Ebenso wurden DMS, thermoelastische Spannungsanalyse, digitale Bildkorrelation und Computertomographie versuchsbegleitend eingesetzt. Vier CFK-Lagenaufbauten wurden hinsichtlich ihrer zyklischen Eigenschaften näher untersucht. Dabei konnten drei Phasen der Steifigkeitsdegradation (je nach Lagenaufbau in unterschiedlich starker Ausprägung) identifiziert werden. Insbesondere eine in-situ CT-Analyse konnte eine direkte negative Korrelation zwischen Rissbildung und Steifigkeit eines quer zur Faserrichtung zugschwellend belasteten Lagenaufbaus herstellen. Die digitale Bildkorrelation über der Lebensdauer einer gelochten Probe konnte die Umlagerung der Dehnung nahe des Kerbgrunds aufzeigen, welche durch eine Änderung der lokalen Steifigkeiten induziert wurde.

Die Beanspruchung der Verbindungsart Punktschweißen wurde in die drei Fälle Scherzug, Schälzug und Kopfzug untergliedert. Für jede Beanspruchungsart wurde auf Basis von mehr als 125 Versuchen eine Master-Degradationskurve ermittelt. Zusätzlich konnte auch hier, exemplarisch für die Scherzugprobe, Risswachstum und Steifigkeitsdegradation miteinander verknüpft werden. Analoge Untersuchungen wurden für diverse geklebte Proben durchgeführt. Ein zentrales Resultat war hier die weitestgehende Unabhängigkeit des charakteristischen Degradationsverhaltens einer KSII-Probe von Belastungshöhe und Beanspruchungsart.

Schlussendlich konnte anhand zweier Versuche an einem Fahrzeugvorderwagen der Einfluss des Einzeleffektes Degradation auf das zyklische Gesamtverhalten einer Struktur gezeigt werden. Mittels

---

mehrerer DMS-Messungen über der Versuchsdauer konnten lokale Dehnungsumlagerungen aufgezeigt und mit dem Versagensbild der Karosse verknüpft werden. Eine Auswirkung auf die globale Steifigkeit des Versuchsaufbaus konnte erst bei sehr starkem Risswachstum identifiziert werden.

Das grundlegende Konzept zur Berücksichtigung der Steifigkeitsdegradation in der virtuellen Lebensdaueranalyse basiert auf einem schrittweisen Vorgehen. Nach einer bestimmten Anzahl an Schwingspielen wird ggf. das Finite-Elemente-Modell angepasst, um die Änderung der Steifigkeit der Struktur und die damit verbundene Änderung des Beanspruchungszustandes in der virtuellen Lebensdaueranalyse zu berücksichtigen. Die aktuelle lokale Steifigkeitsänderung wird dabei auf Basis eines Schädigungsparameters ausgedrückt. Im Gegensatz zur konventionellen Lebensdaueranalyse werden zusätzliche Material- und Berechnungsparameter benötigt. Zentrale Herausforderungen sind dabei die Identifikation eines geeigneten Schädigungsparameters sowie die Adaption des FE-Modells, insbesondere bei mehraxialer Beanspruchung.

Auf Basis einer bereits bestehenden Methodik zur Degradationssimulation von CFK-Komponenten (DegraCFK) wurden verschiedene Machbarkeits-, Sensitivitäts- und Konvergenzuntersuchungen durchgeführt und das Verfahren anhand mehrerer experimenteller Untersuchungen überprüft.

Die Methode DegraRP wurde zur Berücksichtigung der Steifigkeitsänderung von Punktschweißverbindungen entwickelt. Zur Adaption des FE-Modells wurden unterschiedliche Verfahren untersucht. Als zielführend, wenn auch physikalisch nur begrenzt sinnvoll, hat sich die Hilfsgröße des Balkendurchmessers erwiesen. Basierend auf der akkumulierten Schädigung wird in Abhängigkeit von Soll-Schweißpunktdurchmesser und Blechdicke eine Steifigkeitsdegradation pro Schweißpunkt ermittelt. Bei multiaxialer Beanspruchung findet zusätzlich eine Gewichtung der Beanspruchungsarten Schäl-, Scher- und Kopfbogen sowie deren Schädigungsbeitrag statt.

Für die simulative Bewertung der Steifigkeitsänderung von Klebverbindungen - DegraKleb - wurden zwei unterschiedliche Ansätze verwendet. Beide greifen zur Adaption des FE-Modells auf Steifigkeitsreduktionsfaktoren (analog der DegraCFK-Methode) zurück. Die Bestimmung des Schädigungsparameters wird in einem Fall mittels einer akkumulierten Schädigung im anderen Fall auf Basis eines phänomenologischen Modells durchgeführt. Letzteres erwies sich aufgrund der Berechnungsgüte als zielführender, ist jedoch mit einem deutlich höheren Aufwand zur Parameteridentifikation verbunden. Sowohl das Steifigkeitsverhalten als auch die Versagensschwingspielzahl konnten für die Napfprobe mit einer sehr guten Übereinstimmung zum Experiment simulativ prognostiziert werden.

Die beiden Ansätze DegraRP und -Kleb wurden auf kleinere und bauteilähnliche Proben angewandt. Über den Vergleich zu DMS-Messungen konnte die lokale Beanspruchung der jeweiligen FE-Modelle überprüft werden. Beide Ansätze zeigten an Scher- und Schälzugproben vielversprechende Ergebnisse. Der simulierte globale Steifigkeitsverlauf lag meist innerhalb der Versuchsstreuung. Anhand von Konvergenzuntersuchungen konnten die Berechnungsparameter zur Häufigkeit des Wiederaufbaus des FE-Modells hergeleitet werden. Hier ist stets zwischen Berechnungsgenauigkeit und -dauer abzuwägen. Eine Untergrenze von  $GUS = 0.95$  und Obergrenze von  $GCS = 0.975$  lieferten einen guten Kompromiss beider Anforderungen. Ähnliche Werte konnten bereits für die DegraCFK Methode identifiziert werden. Die Anwendung der DegraRP Methode auf ein Hut-Profil zeigte neben vielversprechenden Resultaten auch einige Grenzen der Simulation auf. So ist es mit der jetzigen Vorgehensweise (der Anpassung des Balkenelements) nicht möglich, einen Rissfortschritt im Grundmaterial und die damit einhergehende globale Steifigkeitsreduktion abzubilden.

Bei der Anwendung der DegraKleb Methode wurde insbesondere der Einfluss der Elementierung der Klebschicht näher beleuchtet. Das Heranziehen von vier Elementen über der Klebschichtdicke von  $t_{Kleb} = 1.5 \text{ mm}$  zur Degradationssimulation lieferte sinnvolle Ergebnisse. Dieses Verhalten konnte anhand der bauteilähnlichen Napfprobe reproduziert werden. Mittels einer thermoelastischen



---

Spannungsanalyse der Napfprobe konnten ebenfalls Rissfortschritt und lokale Steifigkeitsdegradation miteinander in Verbindung gebracht und prognostiziert werden.

Auf Basis der gewonnen Erkenntnisse wurden zwei individuelle Versuche zur weitergehenden Überprüfung der DegraRP Methode konzipiert und durchgeführt. Hierzu wurde zum einen ein Ausschnitt aus einem Fahrzeugvorderwagen und zum anderen die mehraxiale Anhängprüfung einer Gesamtfahrzeugkarosserie herangezogen. Zur Überprüfung der Methode wurde neben dem globalen Steifigkeitsverhalten und der Beobachtung der Schadensketten auf lokale DMS-Messungen zurückgegriffen. Sowohl der globale Steifigkeitsverlauf als auch eine Vielzahl an lokalen Dehnungsumlagerungen konnten mit der Methode abgebildet werden. Eine entscheidende Grenze des Verfahrens ist jedoch die Abbildung der Dehnungsänderung stark degradiert Strukturen.

In dieser Arbeit wurden für die Verbindungsarten Punktschweißen und Kleben zwei völlig neue Ansätze zur Betriebsfestigkeitsbewertung hergeleitet, angewandt und im Kontext eines Gesamtfahrzeuges verifiziert. Durch die Überführung der Verfahren in eine einheitliche Softwareumgebung ist es erstmals möglich, eine Simulation des Degradationsverhaltens an größeren Strukturen durchzuführen.

## **Ausblick**

Aus dieser Arbeit heraus ergeben sich mehrere weiterführende potentielle Aufgabenstellungen. In Bezug auf die DegraRP Methode ist eine Weiterentwicklung hinsichtlich der Abbildung des Rissfortschrittes im Grundmaterial sinnvoll. Zusätzliche Untersuchungen und eine Erweiterung der Methode auf punktgeschweißte Aluminium-Verbindungen sind prinzipiell ebenfalls denkbar. Ebenso wurde das Steifigkeitsverhalten weiterer punktförmiger Verbindungstechniken gezeigt. Eine Erweiterung der Methode ist prinzipiell möglich und könnte mit den bereits vorhandenen Modellierungs- und Bewertungstechniken umgesetzt werden.

Linienförmige Verbindungsarten wie bspw. das Schutzgas- oder Laserstrahlschweißen sind fester Bestandteil des Karosseriebaus und können ebenfalls eine stark ausgeprägte Steifigkeitsdegradation aufweisen. Insbesondere im Fahrwerksumfeld könnte die Berücksichtigung lokaler Degradationseffekte von hoher Bedeutung sein.

Ebenso wurde auf das Degradationsverhalten der betrachteten Klebverbindung in Abhängigkeit der thermischen Belastung hingewiesen und dies experimentell grundsätzlich untersucht. Eine Materialparametrisierung oder Überprüfung bzw. Weiterentwicklung der Methodik auf diesem Gebiet wurde bisher noch nicht durchgeführt. Eine Relevanz für die Praxis läge jedoch auch in diesem Fall vor. Analog zum Vorgehen der DegraRP Methode könnten auch hier weiterführende Untersuchungen hinsichtlich des Einflusses von Mehraxialität oder Belastung mit variablen Amplituden durchgeführt werden.

Bisher wurde lediglich das Degradationsverhalten punktgeschweißter oder geklebter Strukturen separat voneinander betrachtet. Insbesondere im Fahrzeugbau sind diese oft in Kombination miteinander eingesetzt. Mögliche Wechselwirkungen oder lokale Änderungen des Werkstoffverhaltens resultierend aus der Fertigung (bspw. thermische Belastung des Klebstoffs durch das Punktschweißen) blieben bisher unberücksichtigt.

Schlussendlich ergeben sich für die Methode weitere potentielle Anwendungsfelder. So könnte eine lokale Änderung der Steifigkeit als eine Art Schadensdetektor verwendet werden und möglicherweise für Felder wie Predictive-Maintenance von Interesse sein.





# A Betreute studentische Arbeiten

Dies ist eine alphabetische Auflistung der betreuten Studenten, welche mich durch ihre Abschlussarbeit unterstützt haben.

**Tabelle A.1.:** Auflistung betreuter studentischer Arbeiten

Name	Titel
<b>Kremser, Raphael</b>	Experimentelle und numerische Bewertung hybrider Scherzugproben unter Berücksichtigung des zyklischen Werkstoffverhaltens, Hochschule Albstadt Sigmaringen, Bachelor-Thesis, 2016, HS Albstadt Sigmaringen
<b>Mock, Sebastian</b>	Versuch und Berechnung von punktgeschweißten Bauteilen und Strukturen im Betrieb, Master-Thesis, 2018, TU Ilmenau
<b>Rittereiser, Moritz</b>	Analyse und Bewertung von Verbindungskonzepten in Hybrid-Karosseriestrukturen durch Simulation und Versuch aus Sicht der Betriebsfestigkeit, Bachelor-Thesis, 2015, TU München
<b>Stopper, Jochen</b>	Implementierung einer Methodik zur virtuellen Lebensdaueranalyse von Punktschweißverbindungen unter Berücksichtigung des Steifigkeitsverhaltens im Betrieb, Master-Thesis, 2017, Hochschule Albstadt Sigmaringen



## B Verwendete Probengeometrien und Versuchsaufbauten

In diesem Kapitel werden die verwendeten Probengeometrien und Materialkombinationen sowie der Versuchsaufbau der Untersuchung des Fahrzeugvorderwagens gezeigt, siehe Kapitel 3.

### B.1 Probengeometrie

Die Probengeometrien werden unterteilt in Proben zur Bestimmung des zyklischen Verhaltens des Werkstoffes CFK sowie der Verbindungsarten Widerstandspunktschweißen und Kleben. Zusätzlich werden die Geometrien der zum Vergleich herangezogenen Proben unter Verwendung der Verbindungsarten Schutzgasschweißen, Remotelaserschweißen und Hochgeschwindigkeits-Bolzensetzen dargestellt.

#### B.1.1 CFK Proben

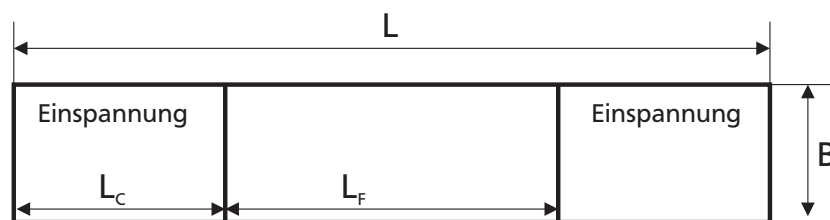


Abbildung B.1.: Verallgemeinerte Geometrie CFK Flachprobe

Tabelle B.1.: Abmessungen der CFK Flachprobe

Load	$L$ in mm	$L_F$ in mm	$B$ in mm	$L_C$ in mm
$R = 0.1$ (T)	250	150	25	50
$R = -1$ (TC)	125	25	25	50
$R = -\infty$ (C)	110	10	10	50
BlockLoad	160	80	25 25	40

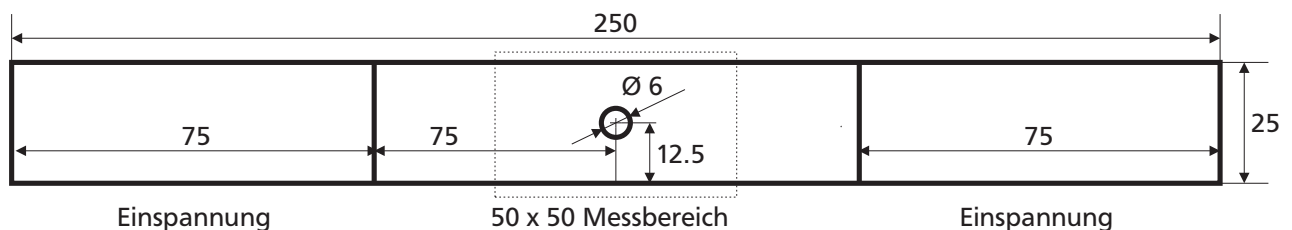
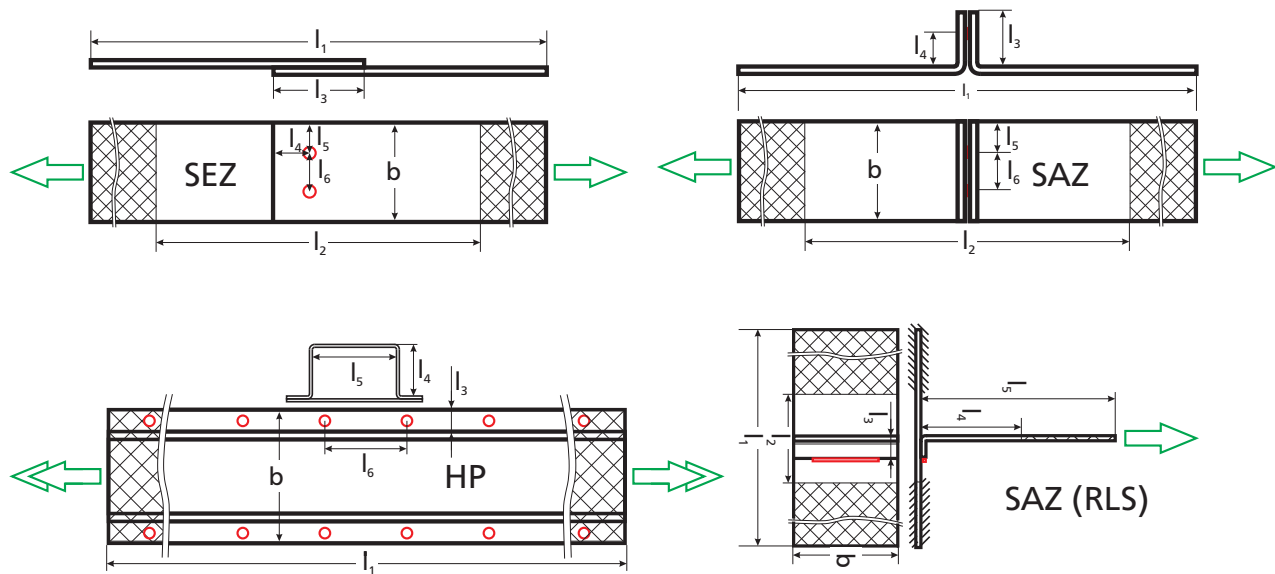


Abbildung B.2.: Geometrie gelochte MD-Flachprobe - Abmessungen in mm

## B.1.2 Proben metallbasierter Verbindungsarten

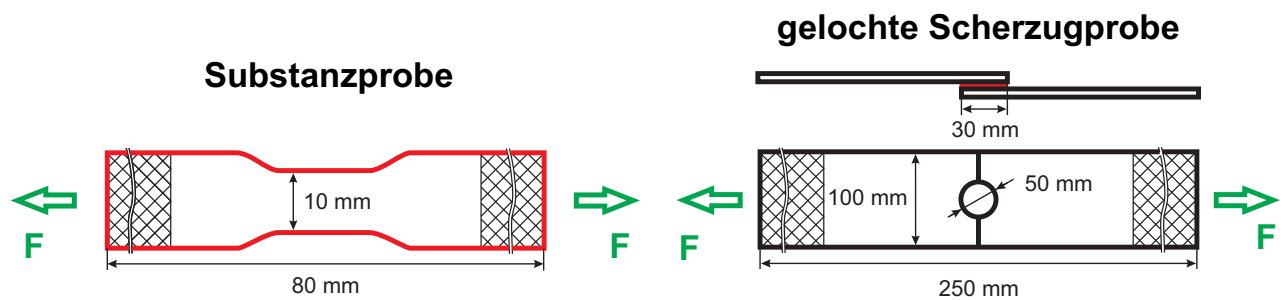


**Abbildung B.3.:** Verallgemeinerte Geometrie geschweißter und HVB-gefügter Proben

**Tabelle B.2.:** Werkstoffkombination, Probentyp und Abmessungen

Probe	Material	$l_1$	$l_2$	$l_3$	$l_4$	$l_5$	$l_6$	$b$	$t$
in mm									
RP-SEZ1	CR380	305	160	35	17.5	17.5	35	70	1.5
RP-SEZ2	H320LA+ZE								1.75
RP-SEZ3	DX54D+ZE100	375	230	50	25	25	50	100	1.8
RP-SEZ4	H320LA & DX54D								1.75 & 1.8
RP-SAZ1	CR380	260	160	35	20	17.5	35	70	1.5
RP-SAZ2	H320LA+ZE								1.75
RP-SAZ3	DX54D+ZE100	380	280	50	25	25	50	100	1.8
RP-SAZ4	H320LA & DX54D								1.75 & 1.8
RP-HP	CR380	500	350	15	30	50	50	80	1.5
SG-SEZ	AL5-STD	200	100	20	-	-	-	48	2
SG-SAZ	AL5-STD	140	70	35	20	-	-	48	2
SG-HP	AL5-STD	500	350	6.5	30	50	-	80	2
RLS-SAZ	AL5-STD	110	60	10	50	100	-	48	1.5
RLS-HP	AL5-STD	500	350	3	30	50	-	80	1.5
HVB-HP	CR380 & AL5-STD	500	350	6.5	30	50	-	80	1 & 4

### B.1.3 Geklebte Proben



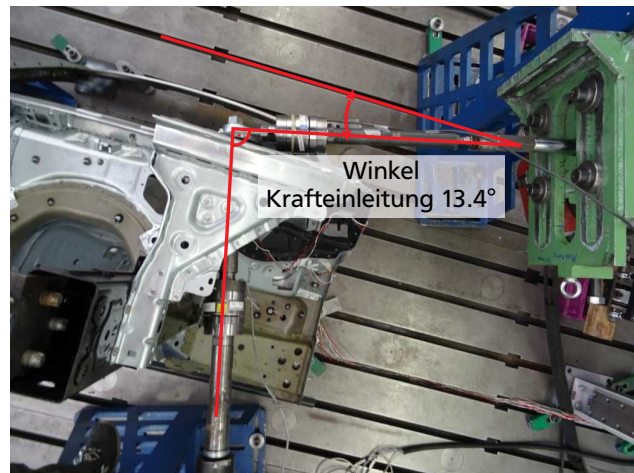
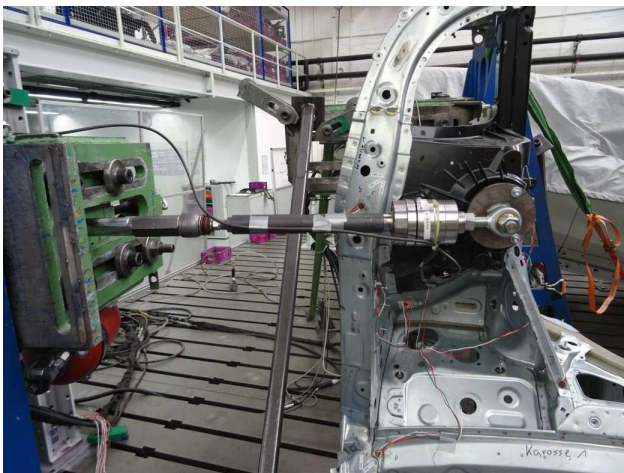
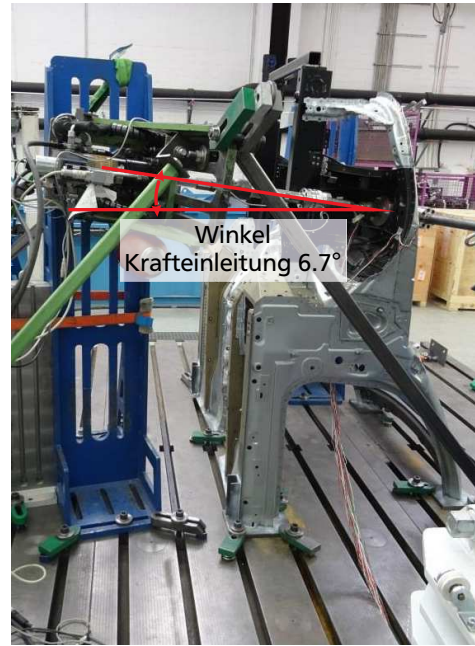
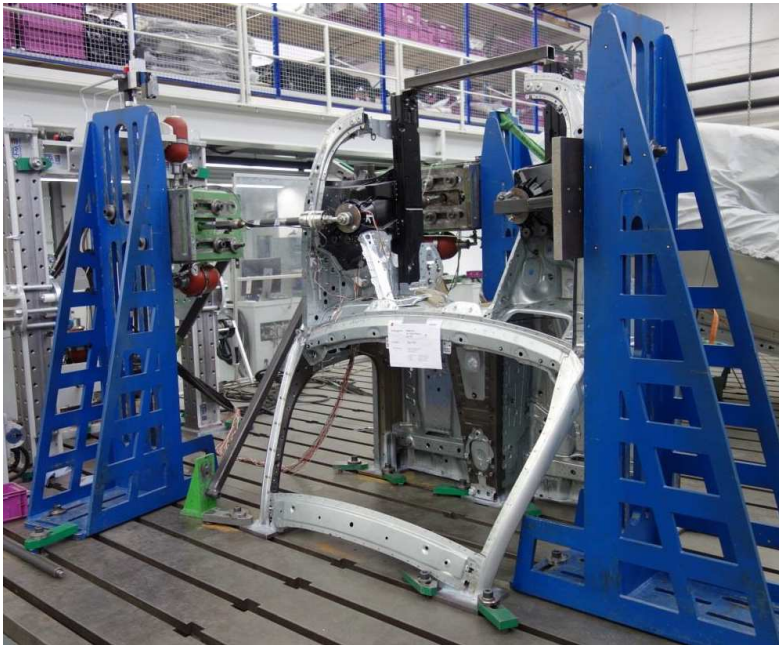
**Abbildung B.4.:** Abmessung der Substanz- und gelochten-Scherzugprobe

**Tabelle B.3.:** Werkstoff des Grundmaterials der geklebten Proben

Probentyp-Setup		Grundwerkstoff	Streckgrenze $R_{p0.2}$ in MPa	Zugfestigkeit $R_m$ in MPa	Bruchdehnung $A_{80}$ in %
KSII	gelochte SEZ	AL5-STD	110-160	$\geq 255$	$\geq 23$
		CR240LA	240-320	320-420	$\geq 27$
		MD2			
Napfprobe	Napf Platte	ALMgSi1			
		DP-K34/60+ZE	330-430	590-700	$\geq 20$
		CR700Y980T	700-850	980-1130	$\geq 8$

## B.2 Versuchsaufbau und Randbedingungen Degradation Fahrzeugvorderwagen

Dieser Abschnitt zeigt den verwendeten Versuchsaufbau sowie relevante Details der Einspannung der Degradationsuntersuchung des Fahrzeugvorderwagens mit Belastung unter konstanten Amplituden.

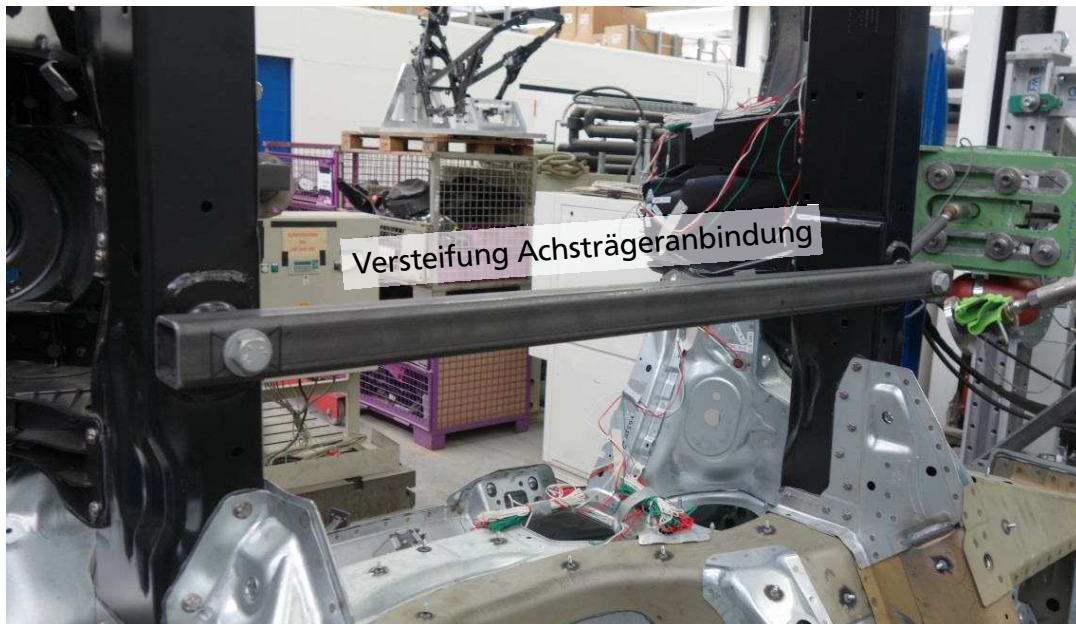


**Abbildung B.5.: Versuchsaufbau und Krafteinleitungswinkel Versuch Fahrzeugvorderwagen**



**Abbildung B.6.: Verstärkung des Übergang von A-Säule zu Einspannung bei Versuch 2**





**Abbildung B.7.:** Verstärkung der Anbindungsstelle des Vorderachsträgers in Versuch 1 und 2



## C Zusätzliche Resultate der experimentellen Untersuchungen

In diesem Kapitel werden die zusätzlichen, experimentell erhobenen Wöhlerlinien und Steifigkeitsverläufe der zuvor eingeführten Proben und Verbindungsarten dargestellt. Ebenso sind die vollständigen Resultate der Degradationsuntersuchung des Fahrzeugvorderwagens (DMS-Messungen) angeführt.

### C.1 Zyklisches Verhalten punktgeschweißter Proben

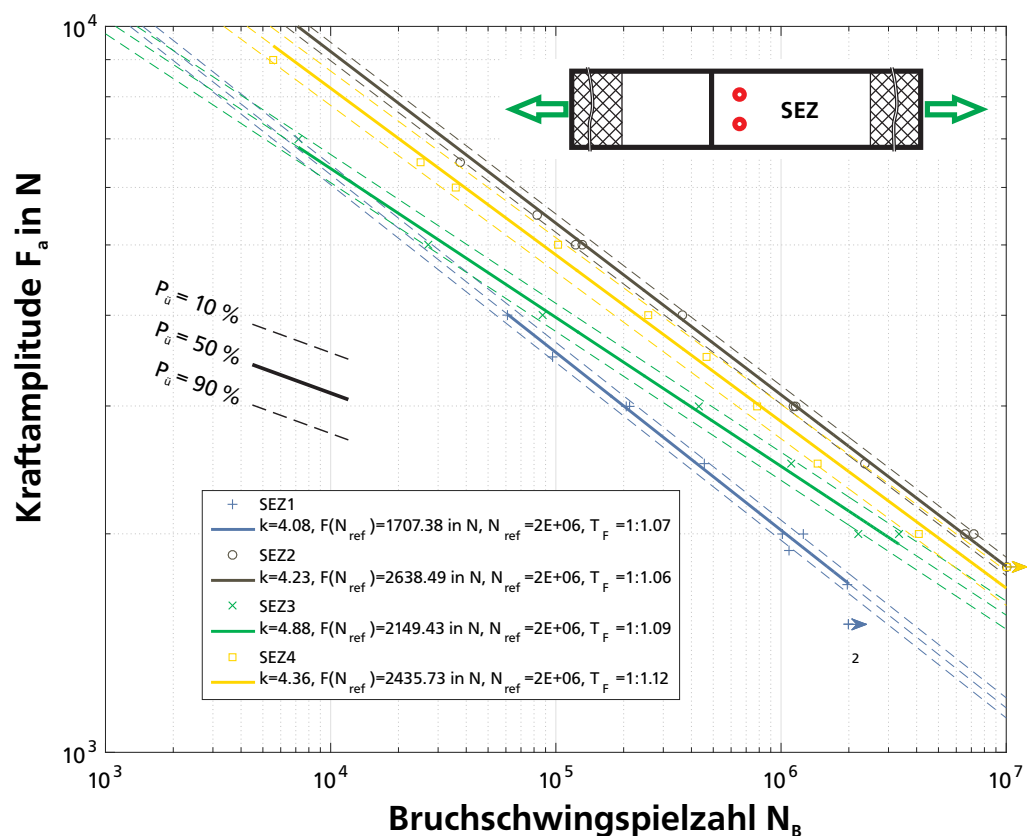


Abbildung C.1.: Wöhlerlinie Scherzugprobe SEZ1-SEZ4

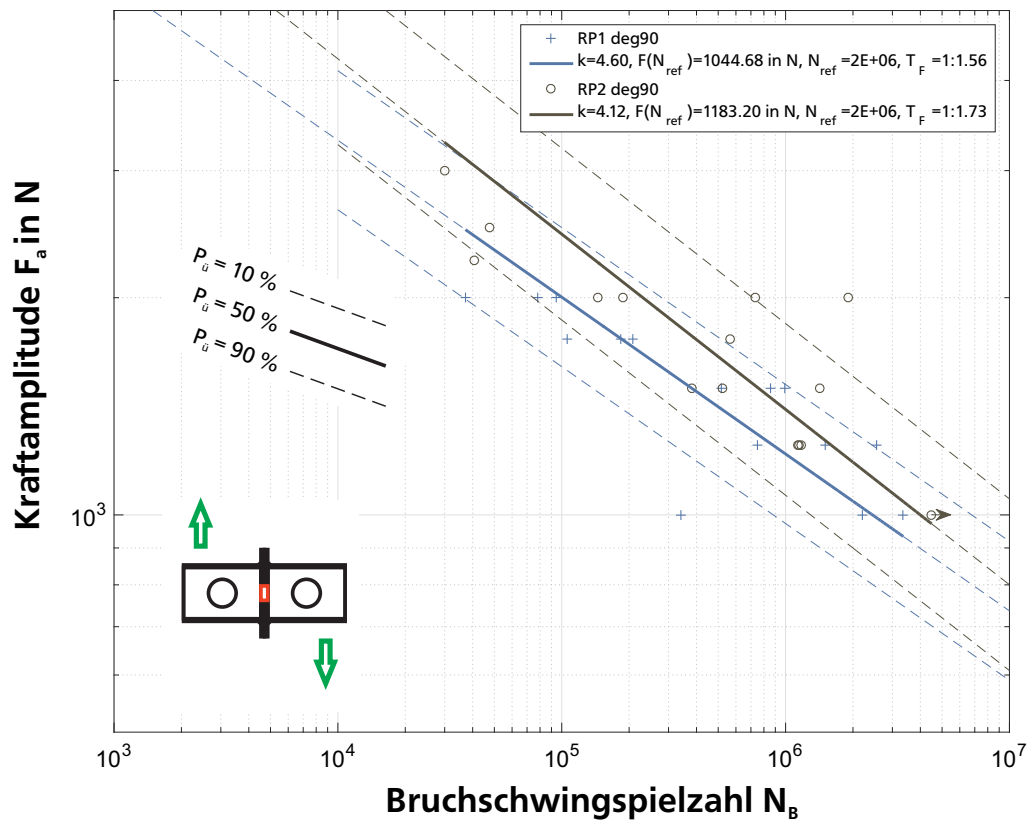


Abbildung C.2.: Wöhlerlinie Rohrprobe unter Scherzugbelastung  $\alpha = 90^\circ$  RP1 und RP2

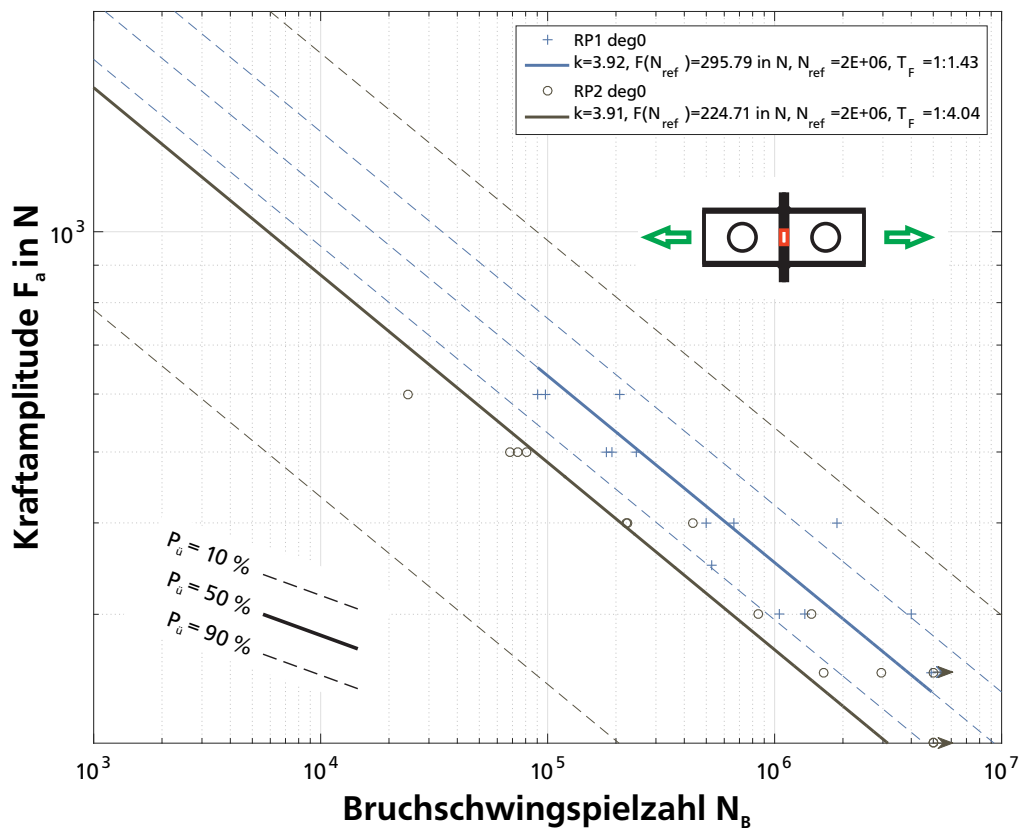
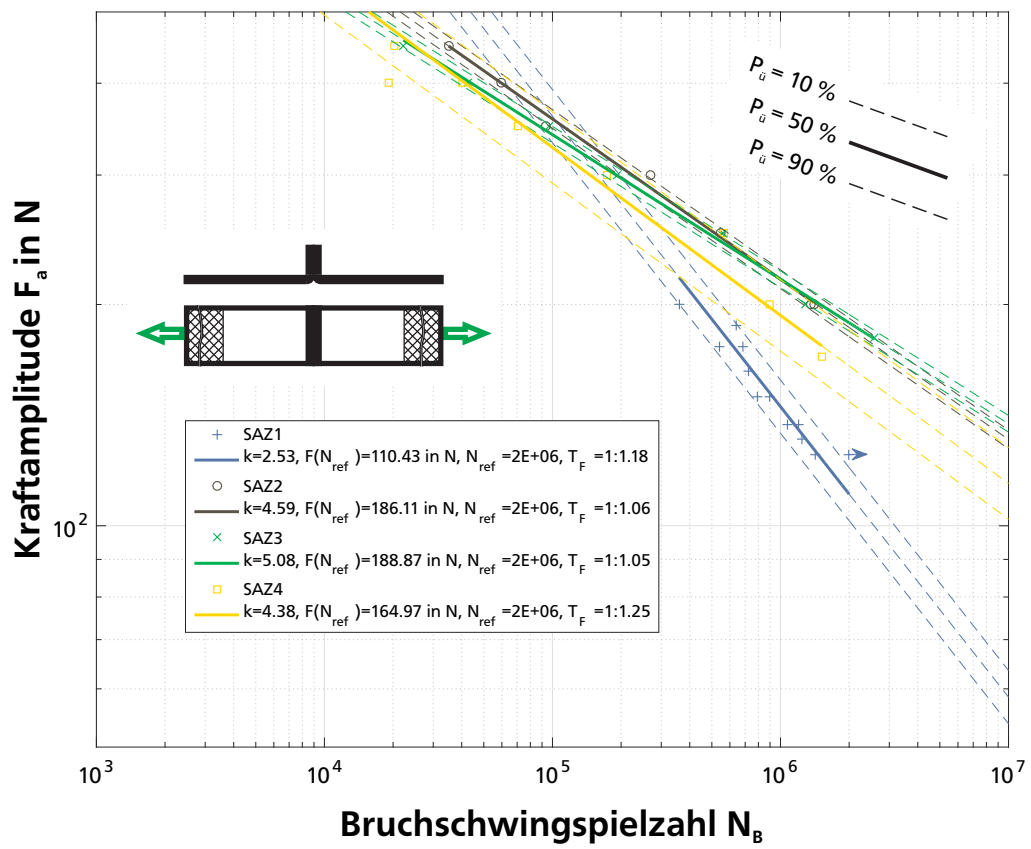


Abbildung C.3.: Wöhlerlinie Rohrprobe unter Kopfzugbelastung  $\alpha = 90^\circ$  RP1 und RP2



**Abbildung C.4.: Wöhlerlinie Schälzugprobe SAZ1-SA Z4**

## C.2 Zyklisches Verhalten geklebter Strukturen

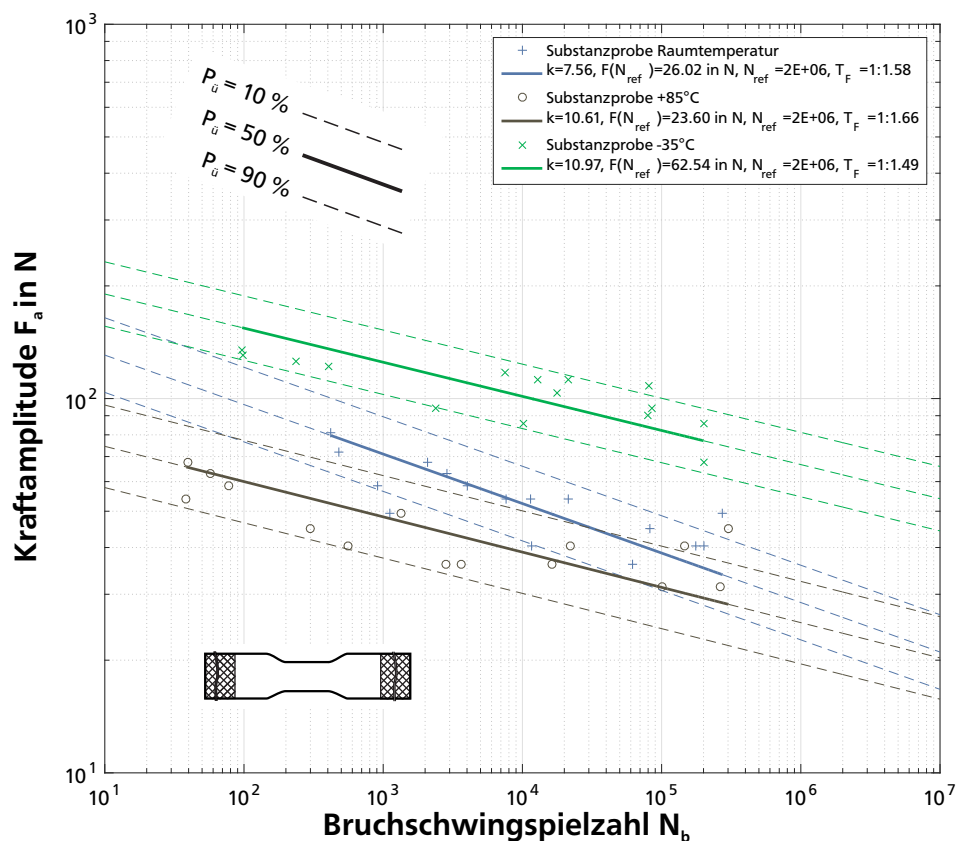


Abbildung C.5.: Wöhlerlinie Substanzprobe unter zyklischer und thermischer Belastung

Tabelle C.1.: Resultate zyklischer Untersuchung gSEZ mit unterschiedlicher Materialkombination

Material- kombination	$F_a$ in N	$N_B$	Durchläufer Ja/Nein
Al-Al	1620	315895	0
		1532977	0
		482645	0
Al-ST	1620	1136394	0
		131688	0
		92872	0
ST-ST	1620	3914	0
		351116	0
		27551	0
Al-CFK	1620	1321670	0
	1400	426652	0
	1410	191045	0

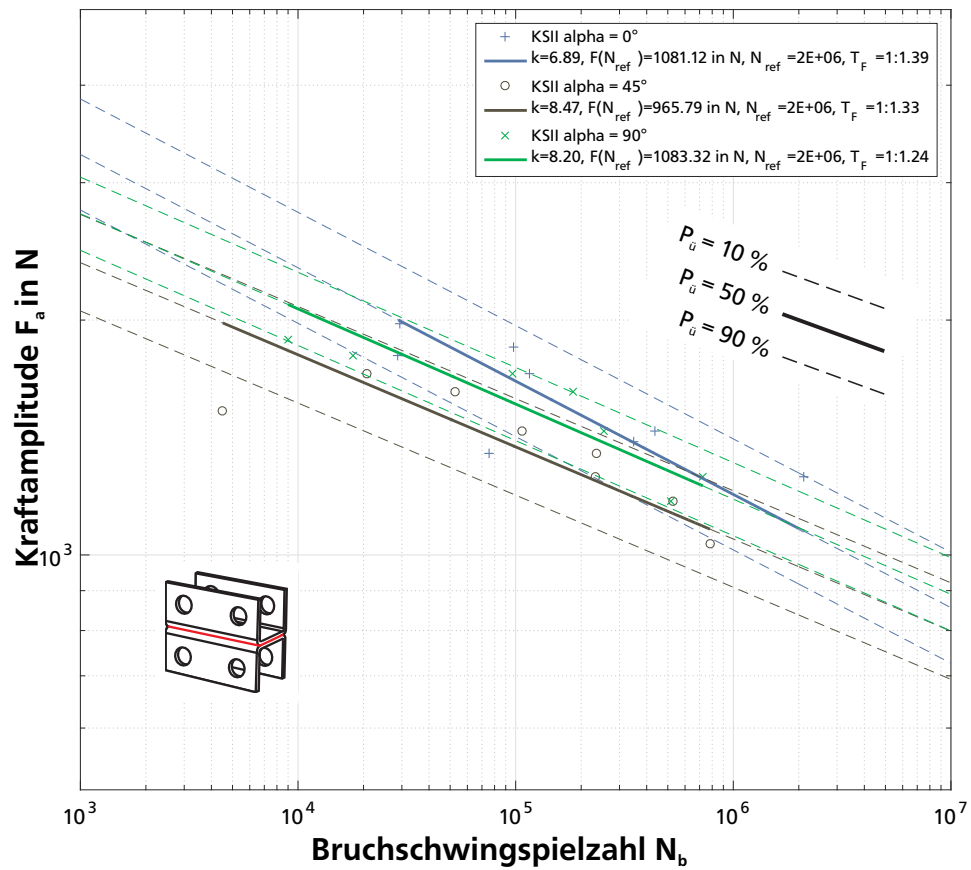


Abbildung C.6.: Wöhlerlinie KSII-Probe unter  $\alpha = 0^\circ, 45^\circ$  und  $90^\circ$

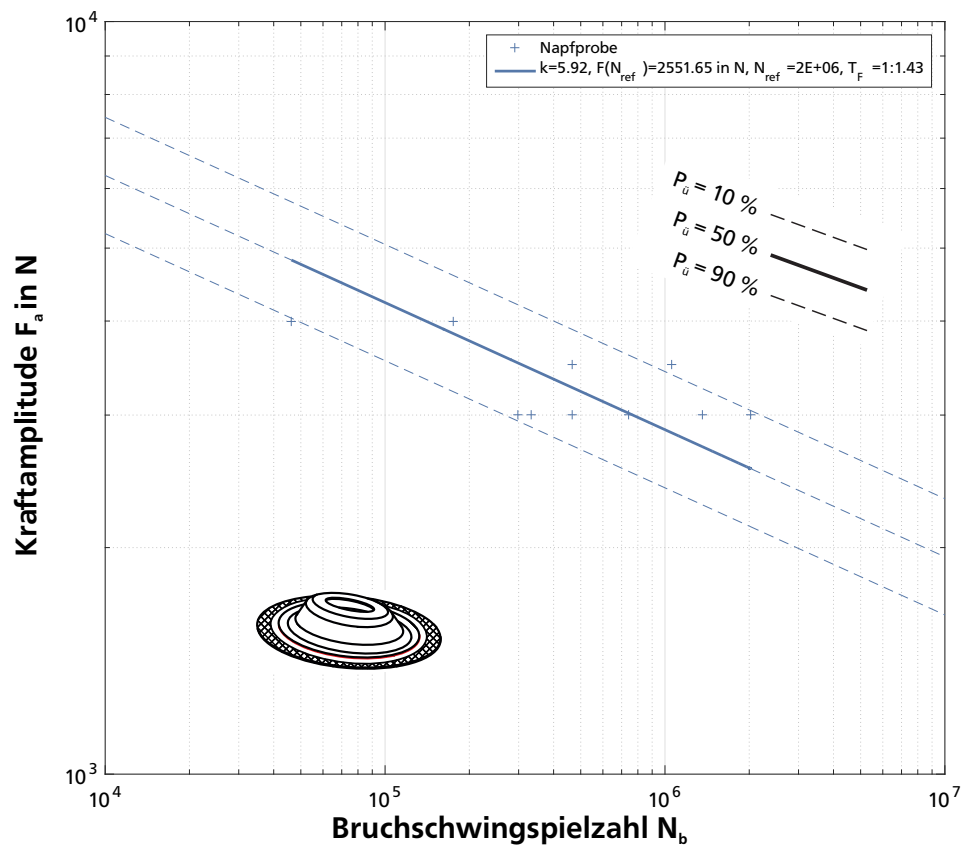


Abbildung C.7.: Wöhlerlinie Napfprobe



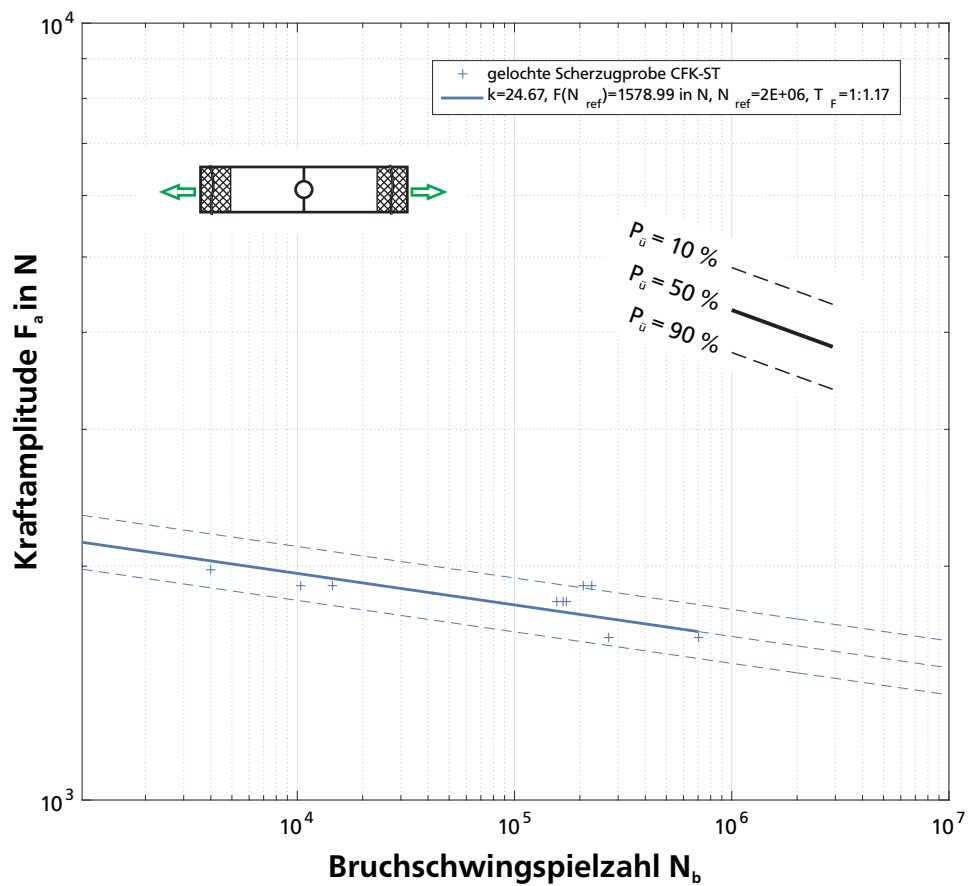


Abbildung C.8.: Wöhlerlinie gelochte Scherzugprobe CFK-ST unter zugschwellender Belastung

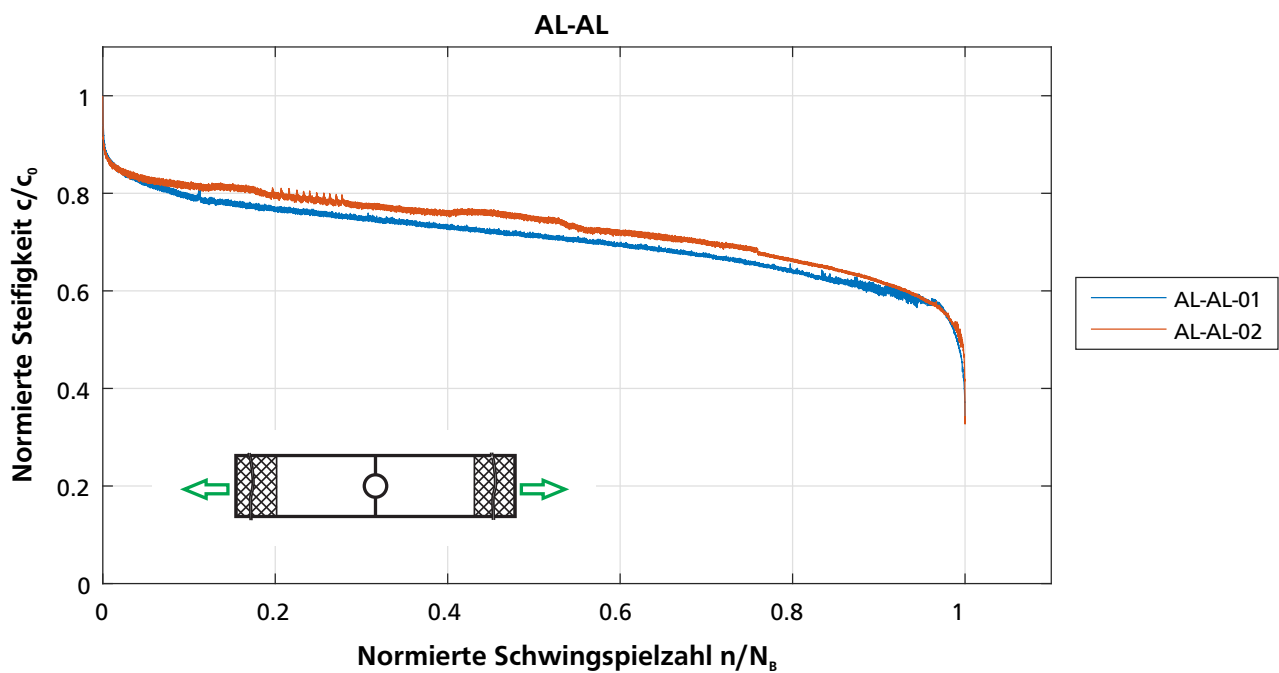
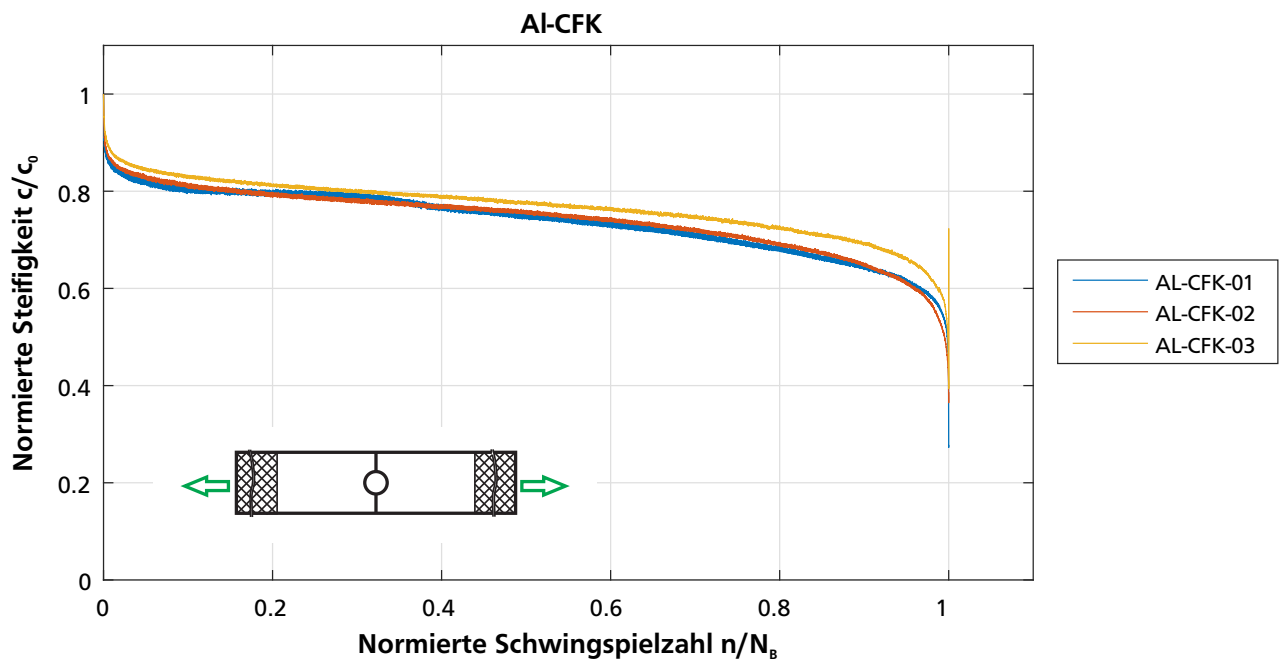
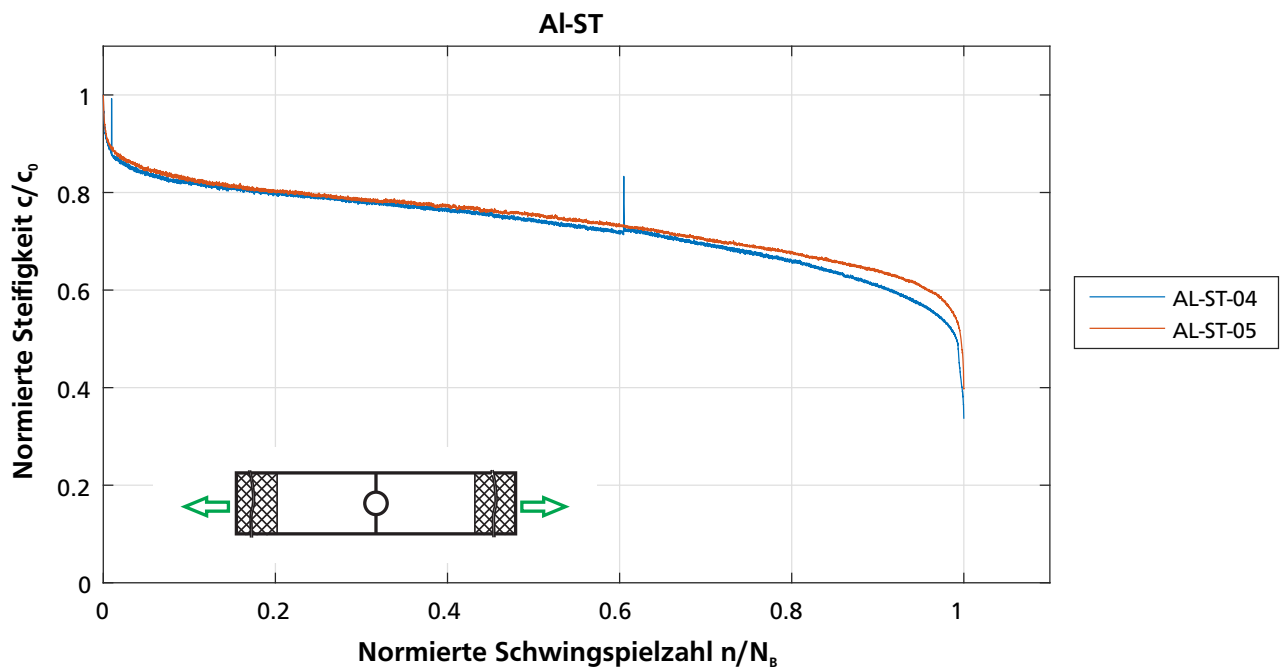


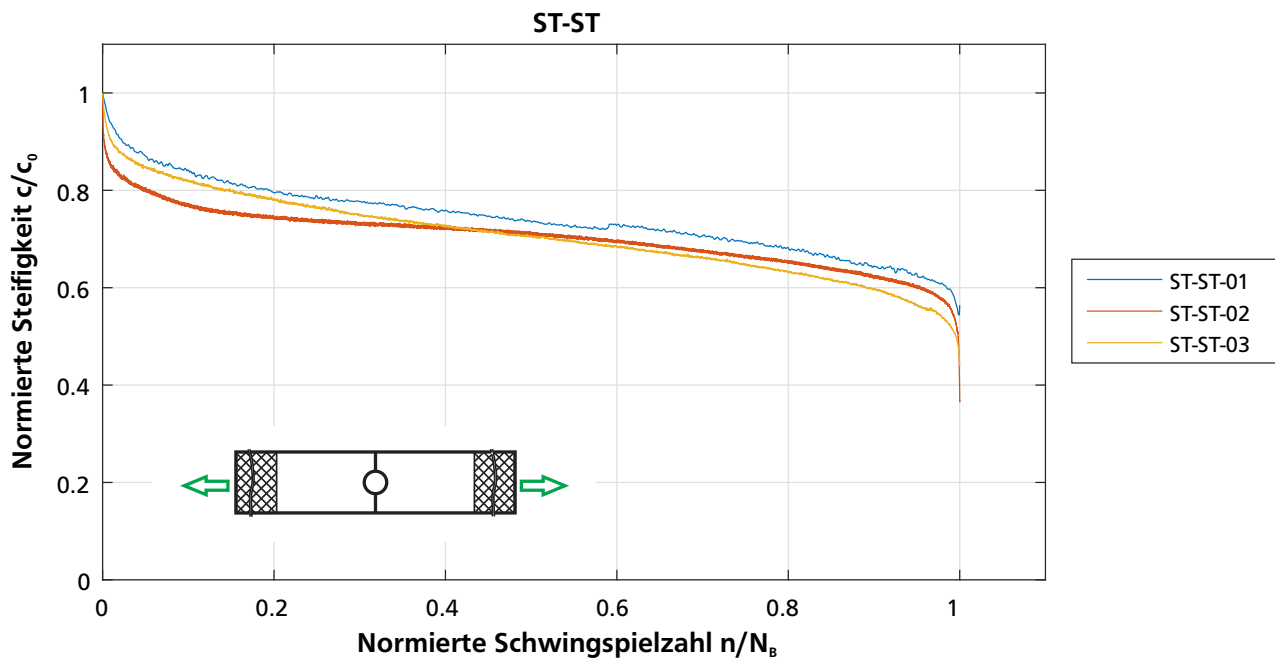
Abbildung C.9.: Steifigkeitsverläufe gelochte Scherzugprobe AL-AL Kombination



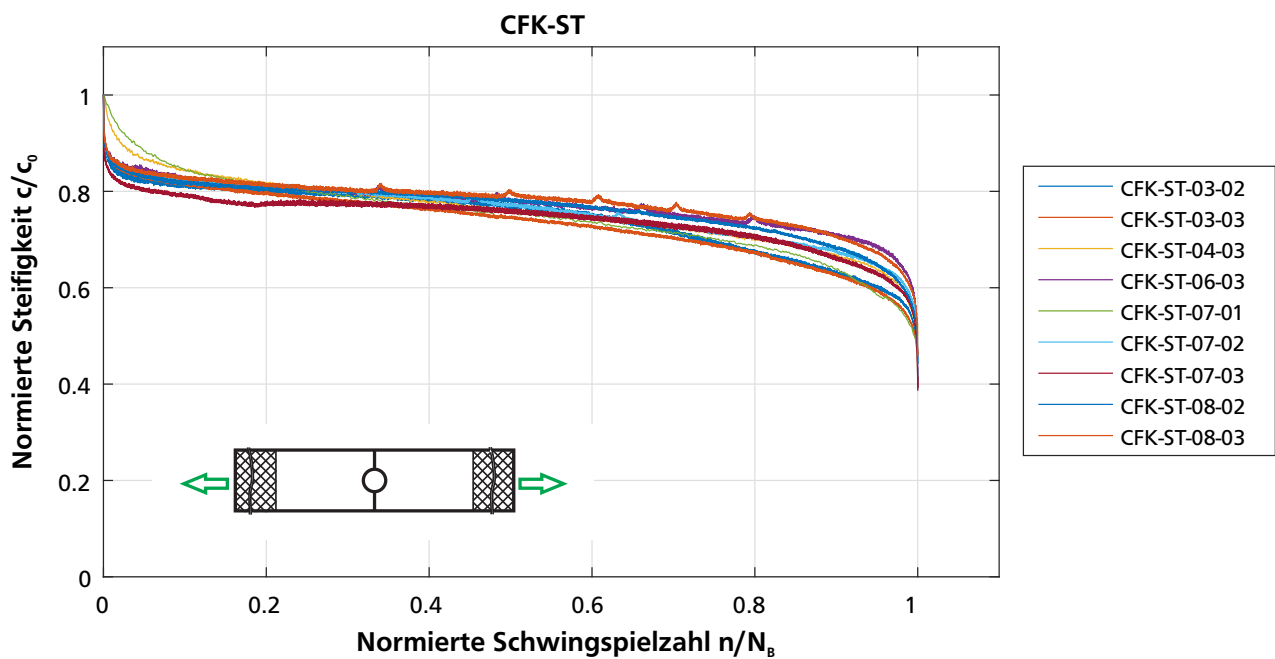
**Abbildung C.10.:** Steifigkeitsverläufe gelochte Scherzugprobe AL-CFK Kombination



**Abbildung C.11.:** Steifigkeitsverläufe gelochte Scherzugprobe AL-ST Kombination



**Abbildung C.12.:** Steifigkeitsverläufe gelochte Scherzugprobe ST-ST Kombination



**Abbildung C.13.:** Steifigkeitsverläufe gelochte Scherzugprobe CFK-ST Kombination

### C.3 Zyklisches Verhalten Degradationsuntersuchung Fahrzeugvorderwagen

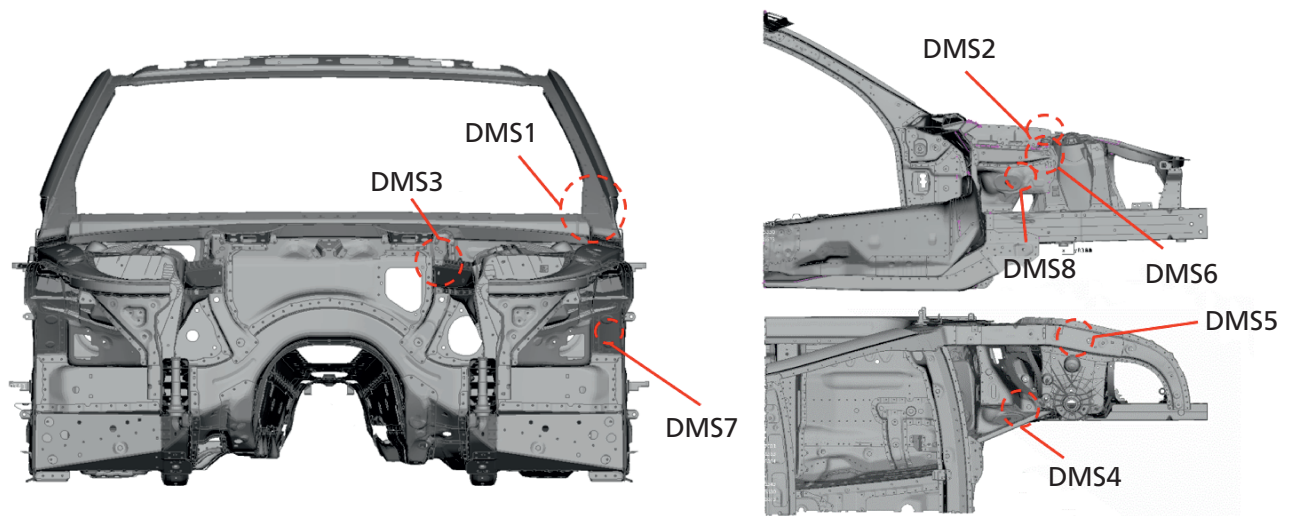


Abbildung C.14.: Überblick DMS Positionen Versuch Fahrzeugvorderwagen

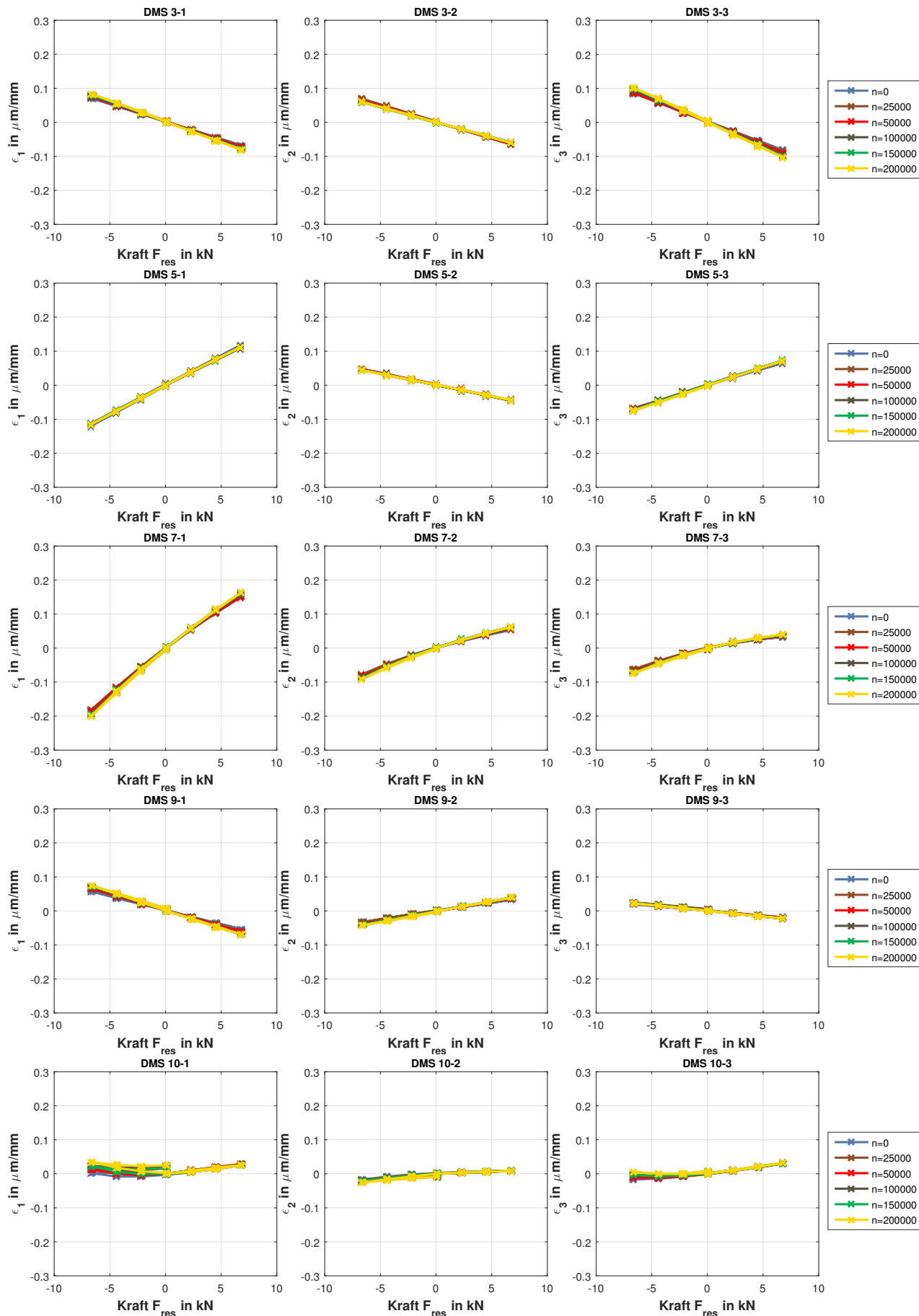


Abbildung C.15.: DMS1, -3, -5, -7, -9 und -10 Messung Versuch 1 Fahrzeugvorderwagen

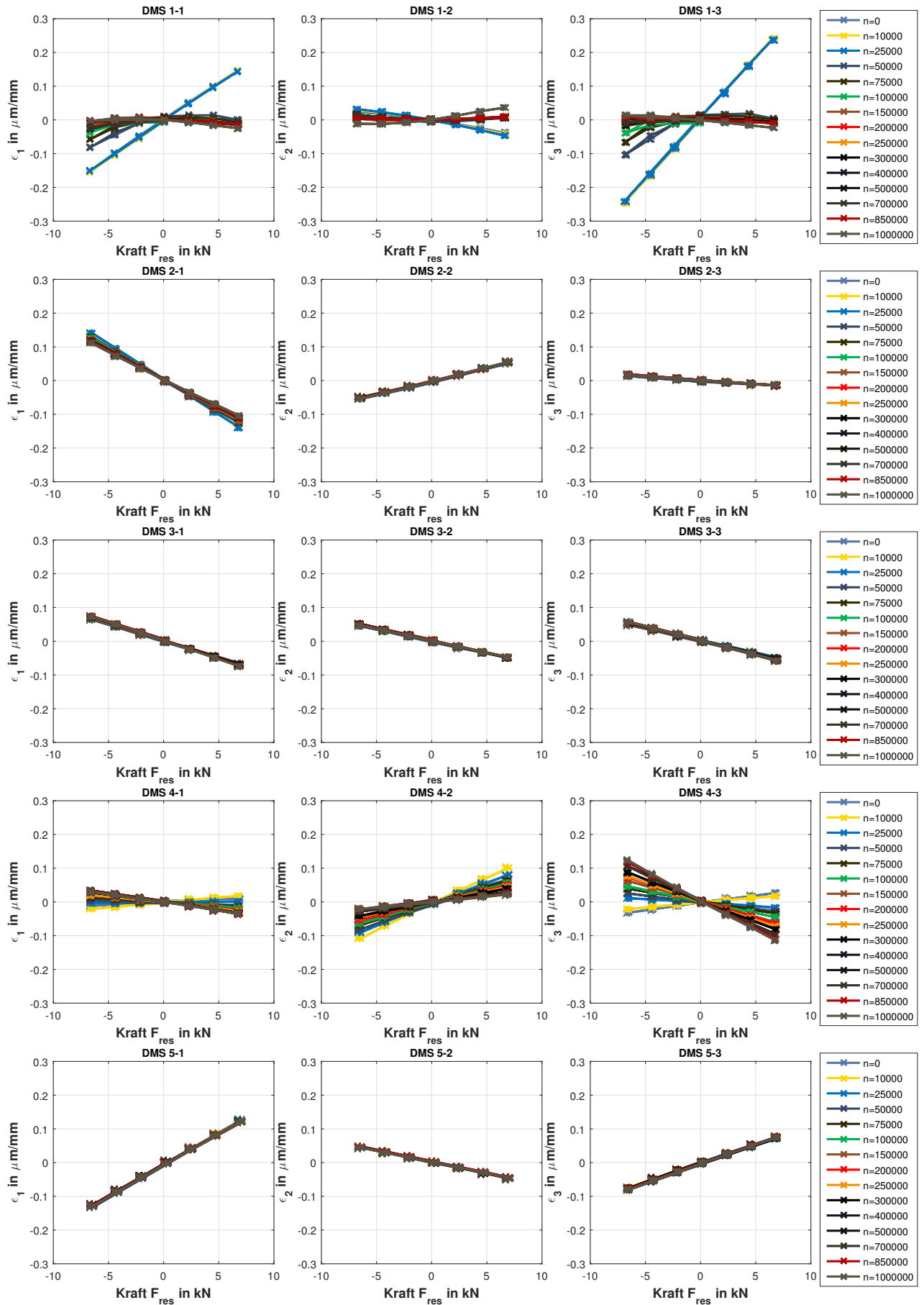


Abbildung C.16.: DMS1-5 Messung Versuch 2 Fahrzeugvorderwagen

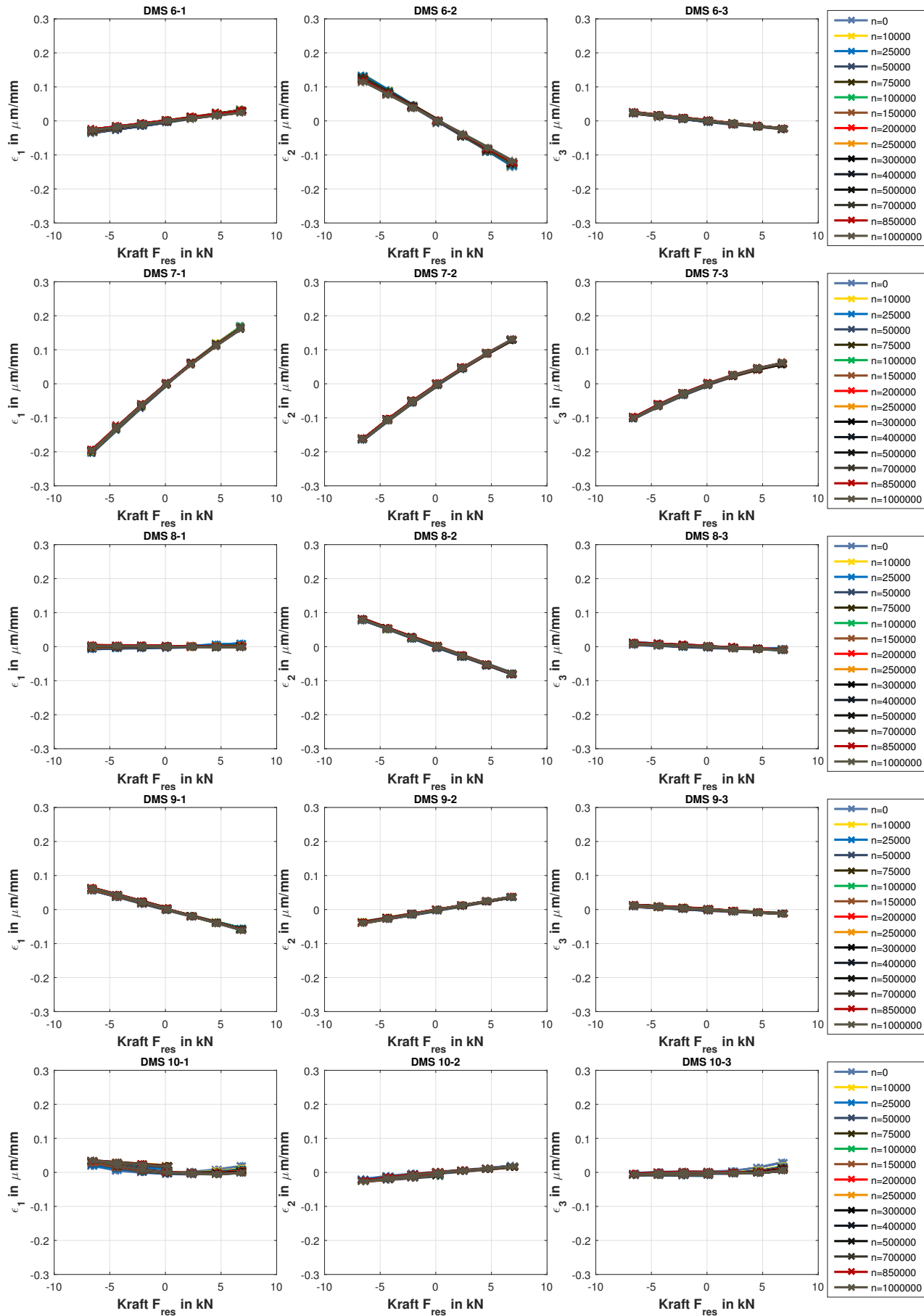


Abbildung C.17.: DMS6-10 Messung Versuch 2 Fahrzeugvorderwagen



## D Numerische Untersuchungen und Software

In diesem Abschnitt werden zusätzliche Berechnungsergebnisse sowie für die numerische Untersuchungen herangezogenen FE-Modelle, DMS-Abgleiche und -Positionen erläutert. Die Einteilung wird nach der auf die Modelle angewendeten Degradationsmethodik (DegraX) vorgenommen.

Zur Durchführung der Untersuchungen und Visualisierung der Ergebnisse wurden folgenden Werkzeuge und Tools eingesetzt (in alphabetischer Reihenfolge):

- ANSA als FEM-Pre-Prozessor
- Animator als FEM-Post-Prozessor
- CorelDRAW X8 zur Erstellung von Grafiken
- FEMFAT mit den Modulen FEMFAT SPOT und FEMFAT WELD zur Lebensdaueranalyse
- MATLAB zur Auswertung und Verarbeitung von Berechnungs- und Versuchsergebnissen sowie zur Automatisierung von Berechnungsprozessen
- META als FEM-Post-Prozessor
- Microsoft Visual Studio 2012 als C++ compiler
- LMS Tecware zur Auswertung von Lastzeitreihen
- LMS Virtual.Lab als Software zur virtuellen Lebensdaueranalyse

### D.1 DegraCFK

**Tabelle D.1.:** Berechnungsergebnisse der MD-Flachprobe bei unterschiedlicher Modellierungsart

		Shell-Modell			Solid-Modell		
$R$	$F_a$ in kN	$N_B$	Kritische Lage	Kritische Schädigung	$N_B$	Kritische Lage	Kritische Schädigung
0.1	6.75	412 116	$\pm 45^\circ$	$D_{12}$	379 566	$\pm 45^\circ$	$D_{12}$
10	5.4	3 480 500	$\pm 45^\circ$	$D_{12}$	3 369 000	$\pm 45^\circ$	$D_{12}$
-1	10	567 052	Alle	$D_{11} + D_{12}$	567135	Alle	$D_{11} + D_{12}$

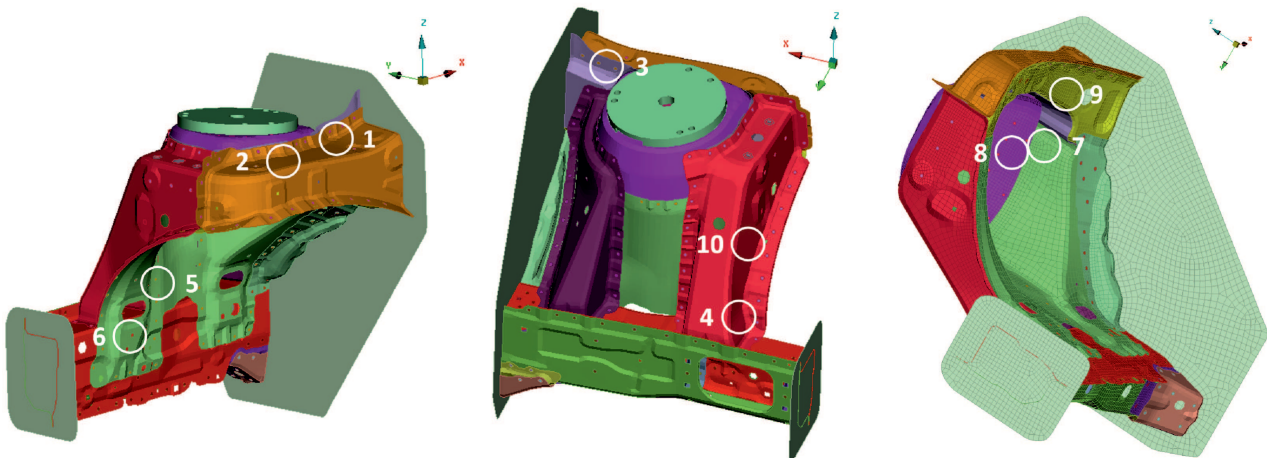
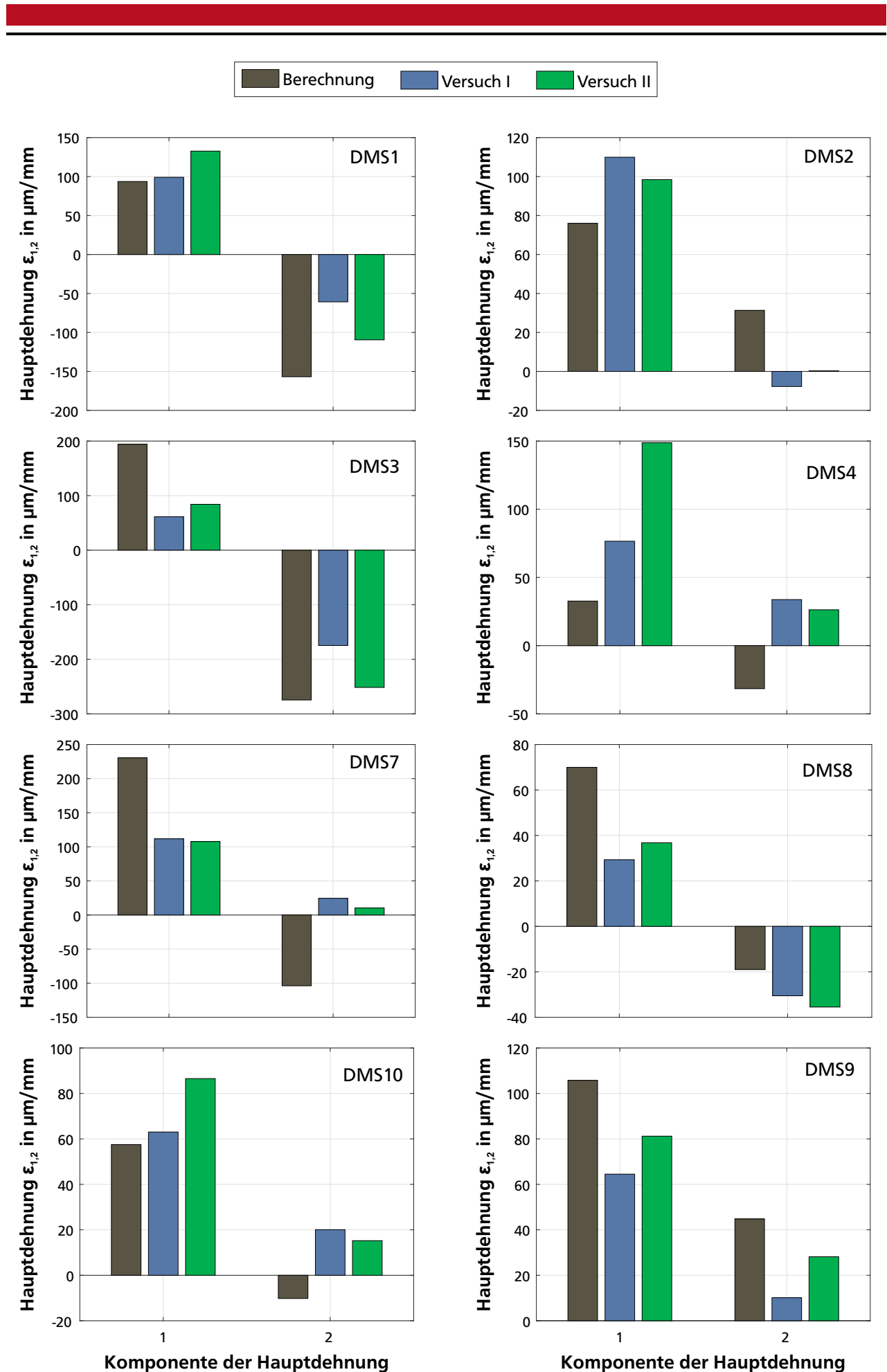
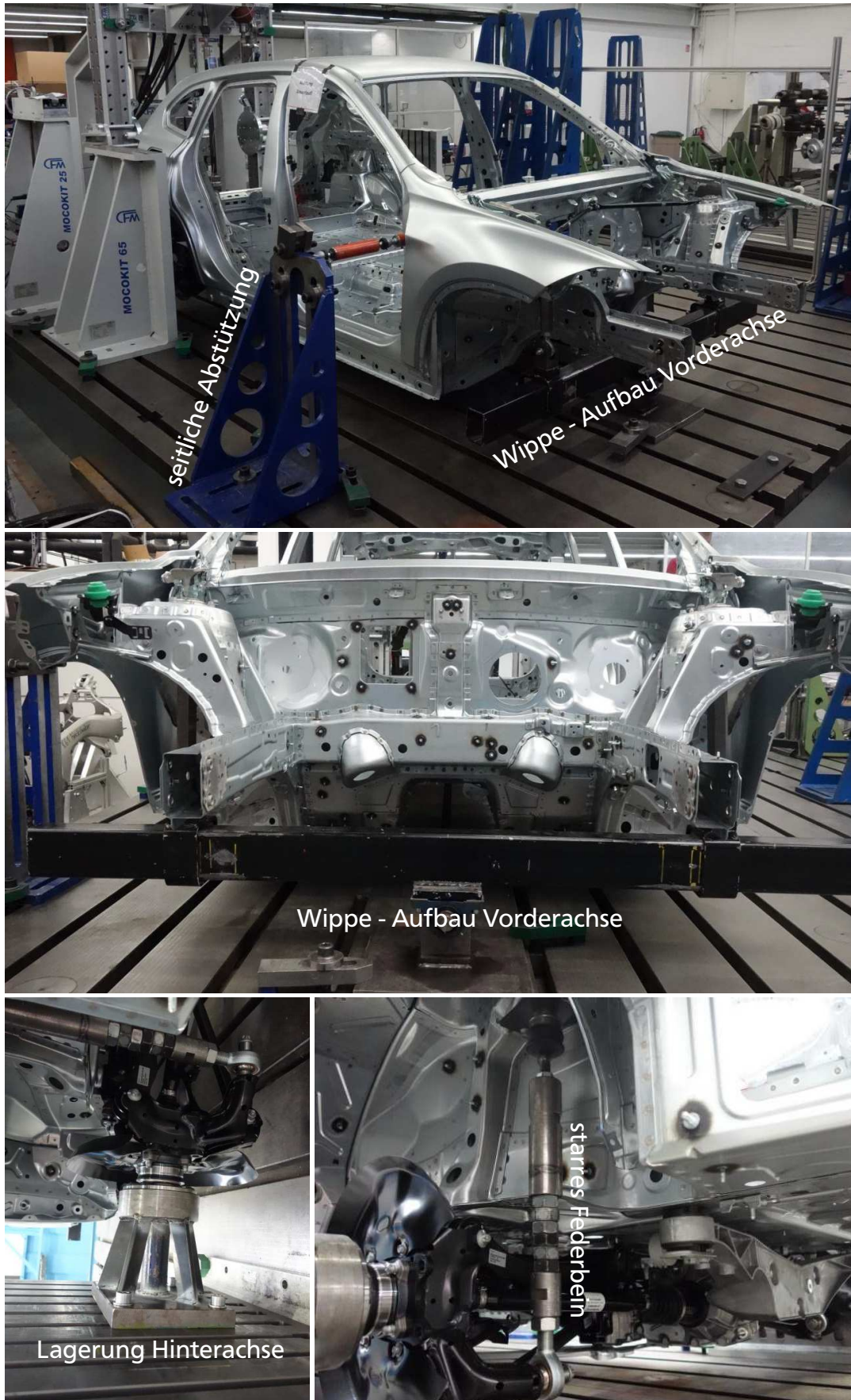


Abbildung D.1.: DMS Positionen am Dämpferdom DD





**Abbildung D.3.:** Multiaxiale Anhängprüfung eines SAV - Versuchsaufbau

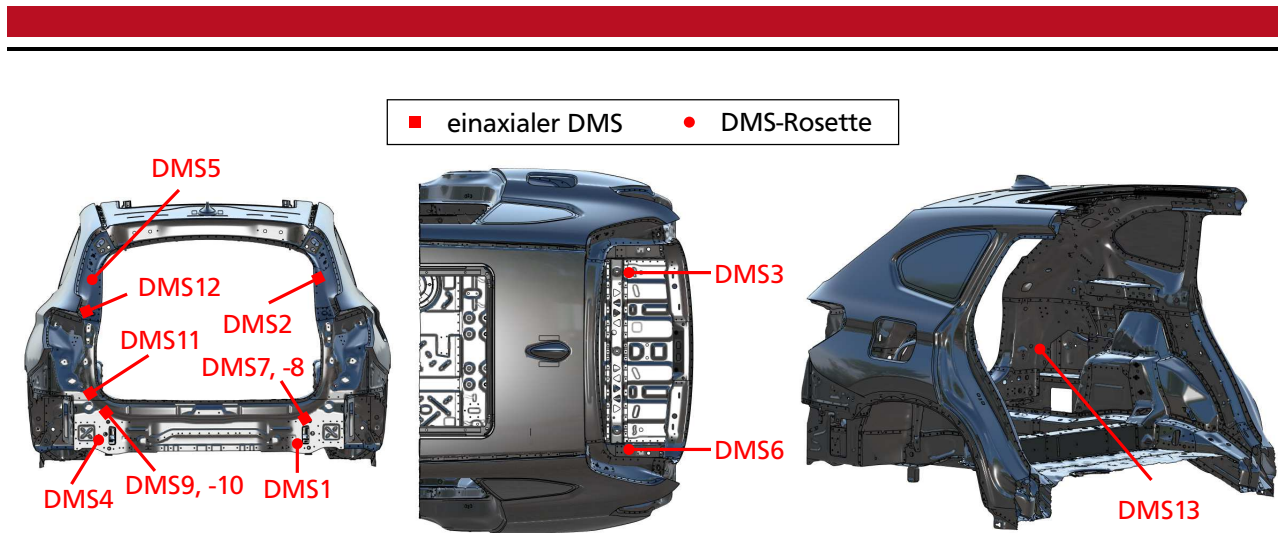


Abbildung D.4.: DMS Positionen bei der multiaxialen Anhängprüfung eines SAV

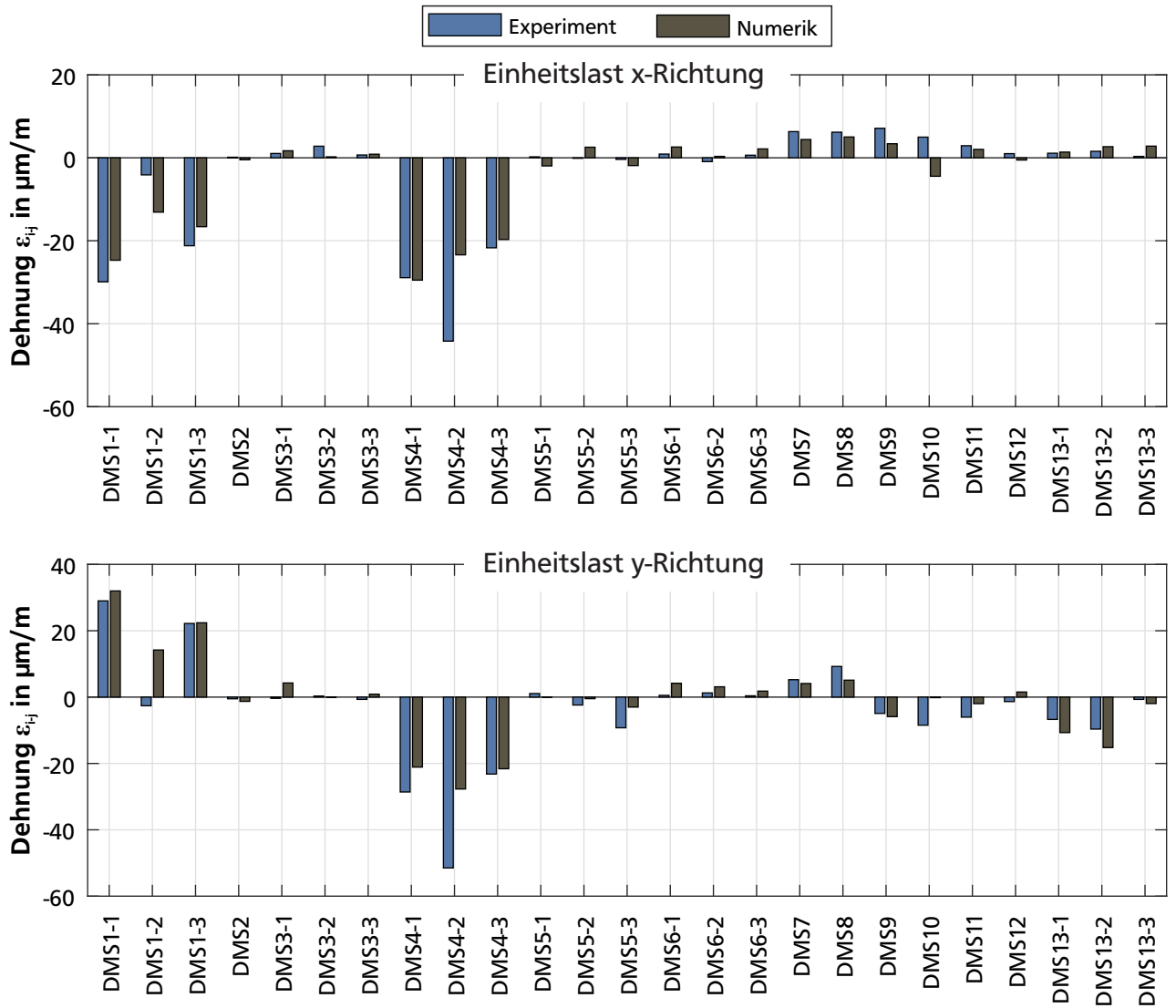


Abbildung D.5.: DMS Abgleich Simulation vs. Versuch



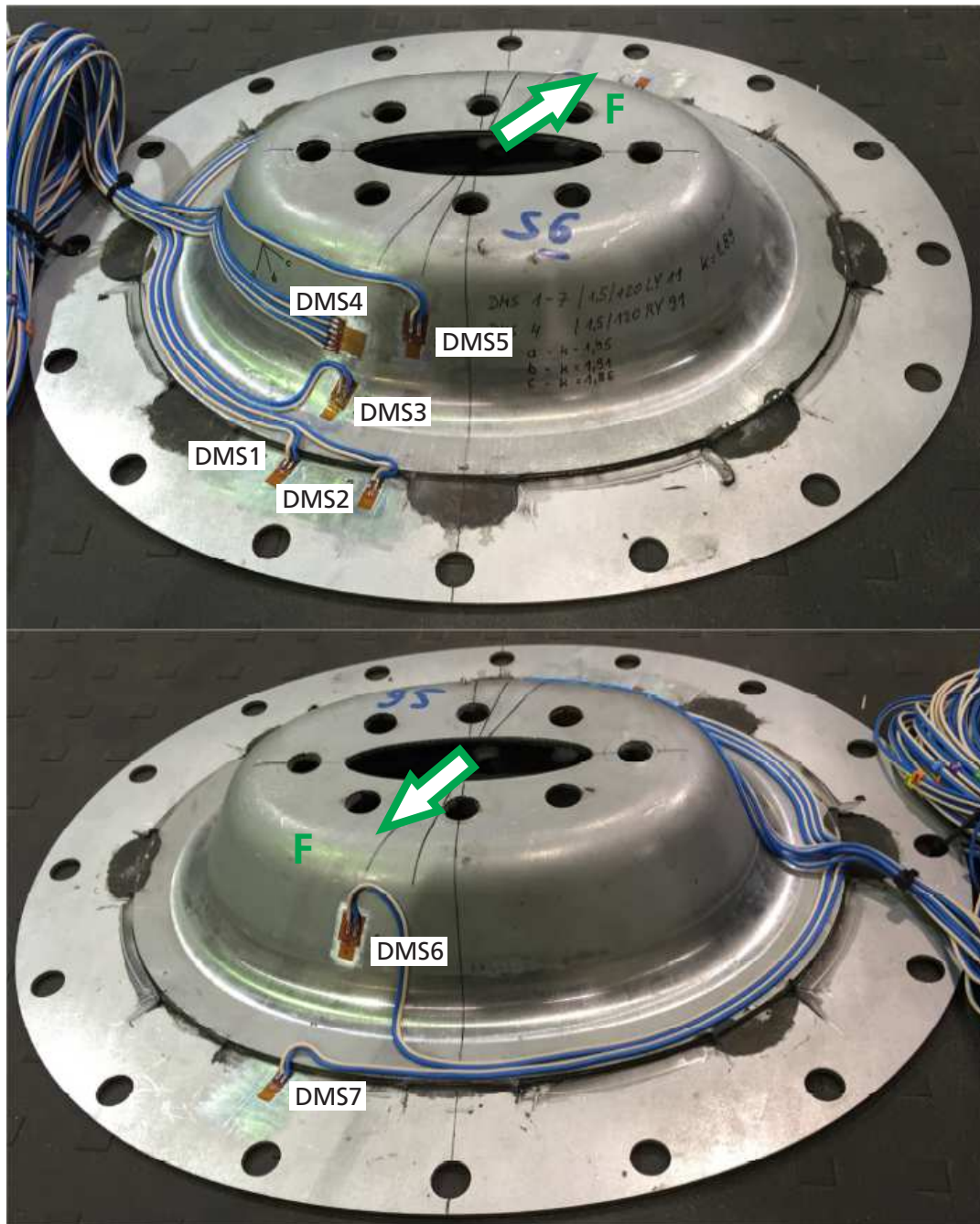


Abbildung D.6.: DMS Positionen Napfprobe

---

# Literaturverzeichnis

- [1] MESCHKE, J., J. TÖLLE und L. BERGER (2017). "Multimaterialkonzept für ein Elektrofahrzeug". *ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift* 119(11): S. 48–53.
- [2] HAHN, O., R. KURZOK und A. ROHDE (1998). *Untersuchungen zur Übertragbarkeit von Kennwerten einer punktgeschweißten Einelementprobe auf Mehrelementprüfkörper und Bauteile: FAT142*. Berlin.
- [3] HANSELKA, H., K. STOERZEL und T. BRUDER (2012). *Überlasten und ihre Auswirkungen auf die Betriebsfestigkeit widerstandspunktgeschweißter Feinblechstrukturen: FAT239*. Berlin.
- [4] MATZENMILLER, A. et al. (2012). *Schwingfestigkeitsauslegung von geklebten Stahlbauteilen des Fahrzeugbaus unter Belastung mit variablen Amplituden*. Bd. P 796. Forschung für die Praxis. Düsseldorf: FOSTA, Forschungsvereinigung Stahlanwendung.
- [5] VAN PAEPEGEM, W. (2002). *Development and finite element implementation of a damage model for fatigue of fibre-reinforced polymers*. Dissertation, KU Leuven.
- [6] WAGNER, P. (2017). *Development of a methodology for numerical fatigue analysis of Carbon Fiber Reinforced Plastics*. Dissertation, Albert-Ludwigs-Universität Freiburg.
- [7] ZHANG, Y., P. VASSILOPOULOS und T. KELLER (2008). "Stiffness degradation and fatigue life prediction of adhesively-bonded joints for fiber-reinforced polymer composites". *International Journal of Fatigue* 30(10-11): S. 1813–1820.
- [8] TANI, I., D. LENOIR und L. JEZEQUEL (2005). "Effect of junction stiffness degradation due to fatigue damage of metallic structures". *Engineering Structures* 27(11): S. 1677–1688.
- [9] FU, Y., L. B. ZHAO und J. Y. ZHANG (2013). "Fatigue Stiffness Degradation Behaviour of Woven Composite Joint". *Applied Mechanics and Materials* 275(1): S. 1714–1717.
- [10] SCHMIDT, H. (2014). *Schwingfestigkeitsanalyse struktureller Klebverbindungen unter Belastung mit variablen Amplituden*. Dissertation, TU Darmstadt.
- [11] HAEFELE PETER und O. HERRERA (2014). *Fatigue Behavior of Carbon Fiber Materials for Automotive Applications*. Hrsg. von 1ST INTERNATIONAL CONFERENCE ON ENGINEERING SCIENCE AND INNOVATIVE.
- [12] OCAÑA, R. et al. (2015). "Evaluation of Degradation of Structural Adhesive Joints in Functional Automotive Applications". *Procedia Engineering* 132(2015): S. 716–723.
- [13] AHLERS, M. (2016). "Carbon Core; die neue BMW 7er Karosserie". *Karosseriebautage Hamburg 2016*. Hrsg. von TECKLENBURG, G. Proceedings. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden: S. 125–135.
- [14] TALREJA, R. und C. VEER SINGH (2012). *Damage and Failure of Composite Materials*. Cambridge: Cambridge University Press and the International Development Research Centre.
- [15] TÖLLE, J. und H. SCHMIDT (2010). *Entwicklung einer Methode zur vergleichenden Bewertung von Schwingfestigkeitsversuchen mit gefügten Stahlfeinblechen in Abhängigkeit des Versageverhaltens*. Hrsg. von VERBAND DER AUTOMOBILINDUSTRIE.
- [16] GASSNER, E. (1939). "Festigkeitsverhalten mit wiederholer Beanspruchung im Flugzeugbau". *Luftwissen*( 6): S. 61–64.



- 
- [17] SONSINO, C. M. (2008). "Betriebsfestigkeit — Eine Einführung in die Begriffe und ausgewählte Bemessungsgrundlagen". *Materials Testing* 50(1-2): S. 77–90.
- [18] HAIBACH, E. (2006). *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. 3., korrigierte und ergänzte Auflage. VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- [19] SONSINO, C. M. (2005). "'Dauerfestigkeit' - Eine Fiktion". *Konstruktion*( 4): S. 87–92.
- [20] WEISSBACH, W. (2010). *Werkstoffkunde: Strukturen, Eigenschaften, Prüfung*. 17., überarb. und aktualisierte Aufl. Wiesbaden: Vieweg + Teubner.
- [21] STROMEYER, C. E. (1914). "The Determination of Fatigue Limits under Alternating Stress Conditions". *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 90(620): S. 411–425.
- [22] PALMGREN, A. (1924). "Die Lebensdauer von Kugellagern". *Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure (ZVDI)*( 14): S. 339–341.
- [23] WEIBULL, W. (1951). "Statistical Distribution Function of Wide Applicability". *Journal of Applied Mechanics*( 18): S. 293–297.
- [24] BASTENAIRE, F. (1963). "A study of the scatter of fatigue test results by statistical and physical methods". *Fatigue of Aircraft Structures*( 10): S. 53–85.
- [25] MINER, M. A. (1945). "Cumulative Damage in Fatigue". *Applied Mechanics*( 12): S. 159–164.
- [26] RADAJ, D. und M. VORMWALD (2007). *Ermüdungsfestigkeit: Grundlagen für Ingenieure*. 3., neu bearbeitete und erweiterte Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- [27] BERGMANN, J. W. und P. HEULER (1994). "Übertragbarkeit - ein zentrales Problem der Lebensdauervorhersage schwingbelasteter Bauteile". *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 25(1): S. 3–10.
- [28] KOTTE, K. L. und C. HOLLMANN (2006). "Zur Übertragbarkeit der Schwingfestigkeitseigenschaften im Örtlichen Konzept". *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 37(10): S. 812–819.
- [29] SONSINO, C. M. (2010). "Ausgewählte Einflussgrößen auf die Betriebsfestigkeit\*". *Materials Testing* 52(7-8): S. 428–439.
- [30] HANSELKA, H. und C. M. SONSINO (2003). "Betriebsfestigkeit und Zuverlässigkeit von komplexen und intelligenten Strukturen". *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 34(9): S. 883–891.
- [31] SOCIE, D. F. und G. B. MARQUIS (2000). *Multiaxial fatigue*. Warrendale Pa.: SAE Society of Automotive Engineers.
- [32] STEPHENS, R. I. (2001). *Metal fatigue in engineering*. 2. ed. A Wiley-Interscience publication. New York, NY: Wiley.
- [33] NEUBER, H. (1968). "Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen". *Konstruktion* 20(7): S. 245–251.
- [34] NEUBER, H. (2001). *Kerbspannungslehre: Theorie der Spannungskonzentration Genaue Berechnung der Festigkeit*. 4. Auflage. Klassiker der Technik. Berlin und Heidelberg: Springer.
- [35] HOLLMANN, C. (2004). "Die Übertragbarkeit von Schwingfestigkeitseigenschaften im Örtlichen Konzept". Dissertation. TU Dresden.

- 
- [36] GREULING, S. und T. SEEGER (2007). "Konzepte zur Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit von Feinblechschweißnähten". *Materials Testing* 49(4): S. 157–169.
- [37] SEEGER, T. (1996). "Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise". *Stahlbau-Handbuch*. Hrsg. von DEUTSCHER STAHLBAU-VERBAND. Bd. Band 1, Teil B. Köln: Stahlbau-Verl.-Ges: S. 5–123.
- [38] RADAJ, D., C. M. SONSINO und W. FRICKE (2006). *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*. 2. ed. Woodhead publishing in materials. Cambridge: Woodhead [u.a.]
- [39] SEEGER, T. et al. (2005). *Bewertung lokaler Berechnungskonzepte zur Ermüdungsfestigkeit von Punktschweißverbindungen: FAT196*. Frankfurt am Main.
- [40] SANDER, M. (2008). *Sicherheit und Betriebsfestigkeit von Maschinen und Anlagen: Konzepte und Methoden zur Lebensdauervorhersage*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- [41] IRWIN, G. (1957). "Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate". *Journal of Applied Mechanics*( 54): S. 361–364.
- [42] RICHARD, H. A. und M. SANDER (2012). *Ermüdungsrisse: Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden*. 2., erw. Aufl. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag.
- [43] PARIS, P. C., M. P. GOMEZ und W. E. ANDERSON (1961). "A rational analytic theory of fatigue". *The trend in engineering* 13(1): S. 9–14.
- [44] SCHUTZ, W. (1972). "The fatigue life under three different load spectra tests and calculations". *Symp. on Random Load Fatigue, Denmark*, S. 1-7.
- [45] EULITZ, K.-G. (1999). *Beurteilung der Zuverlässigkeit von Lebensdauervorhersagen nach dem Nennspannungskonzept und dem Örtlichen Konzept anhand einer Sammlung von Betriebsfestigkeitsversuchen*. Dissertation, TU Dresden.
- [46] FATEMI, A. und L. YANG (1998). "Cumulative fatigue damage and life prediction theories: A survey of the state of the art for homogeneous materials". *International Journal of Fatigue* 20(1): S. 9–34.
- [47] SONSINO, C. M. et al. (2012). "Corrosion Fatigue Of Welded Aluminium Vehicle Structures Under Constant And Variable Amplitude Loadings". *Welding in the World* 56(7-8): S. 97–108.
- [48] LIU, J. und H. ZENNER (1992). "Vorschlag zur Verbesserung der Lebensdauerabschätzung nach dem Nennspannungskonzept". *Konstruktion*( 44): S. 9–17.
- [49] KÖHLER, M. et al. (2012). *Zählverfahren und Lastannahme in der Betriebsfestigkeit*. Dordrecht: Springer Verlag Berlin.
- [50] SCHÜRMANN, H. (2007). *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. 2., bearb. und erw. Aufl. VDI. Berlin u.a.: Springer Verlag.
- [51] MAIMÍ, P. et al. (2007). "A continuum damage model for composite laminates: Part I – Constitutive model". *Mechanics of Materials* 39(10): S. 897–908.
- [52] PUCK, A. (1996). *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis*. München: Hanser Verlag.
- [53] KOSMANN, N. (2015). *Einfluss von Defekten auf das Degradationsverhalten faserverstärkter Kunststoffe*. Bd. Bd. 24. Technisch-wissenschaftliche Schriftenreihe / TUHH Polymer Composites. Hamburg: TuTech-Verl.
- [54] SCHULTE, K. (1983). "Development of Microdamage in Composite Laminates during Fatigue Loading". *TEQC83*. Elsevier: S. 233–242.

- 
- [55] VASSILOPOULOS, A. P., Hrsg. (2010). *Fatigue life prediction of composites and composite structures*. Boca Raton: CRC Press.
- [56] O'BRIEN, T. K., Hrsg. (1983). *Long-Term Behavior of Composites*. West Conshohocken: ASTM International.
- [57] GROVES, S. E. und A. L. HIGHSMITH, Hrsg. (1994). *Compression Response of Composite Structures*. West Conshohocken: ASTM International.
- [58] VANDERMEY, N. E. et al. (1994). "Compression-Compression Fatigue of a Stitched Uniwoven Graphite/Epoxy Composite". *Compression Response of Composite Structures*. Hrsg. von GROVES, S. E. und HIGHSMITH, A. L. West Conshohocken: ASTM International: S. 258–278.
- [59] DEGRIECK, J. und W. VAN PAEPEGEM (2001). "Fatigue damage modeling of fibre-reinforced composite materials: Review". *Applied Mechanics Reviews* 54(4): S. 279.
- [60] TSAI, S. W. und E. M. WU (1971). "A General Theory of Strength for Anisotropic Materials". *Journal of Composite Materials* 5(1): S. 58–80.
- [61] ORTH, M., M. BUTZ und C. GAIER (2014). "Betriebsfestigkeitsanalysen von CFK-Bauteilen mit statischen Versagenskriterien". *Materials Testing* 2014(56): S. 559–566.
- [62] LEMAITRE, J. (1972). "Evaluation of dissipation and damage in metals submitted to dynamic loading". *Mechanical behavior of materials* ( 5): S. 540–549.
- [63] SKRZYPEK, J. J. und A. GANCZARSKI (1999). *Modeling of Material Damage and Failure of Structures: Theory and Applications*. Foundations of Engineering Mechanics. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- [64] HALPIN, J. C., K. L. JERINA und T. A. JOHNSON (1973). "Characterization of Composites for the Purpose of Reliability Evaluation". *Analysis of the Test Methods for High Modulus Fibers and Composites*. Hrsg. von WHITNEY, J. M. West Conshohocken: ASTM International: S. 5–15.
- [65] HENNEMANN, O.-D. (2012). *Methodenentwicklung zur Berechnung und Auslegung geklebter Stahlbauteile im Fahrzeugbau bei schwingender Beanspruchung*. Bd. 653. Forschung für die Praxis P. Düsseldorf: Verl. und Vertriebsges. mbH.
- [66] FRITZ, A. H. und G. SCHULZE, Hrsg. (2008). *Fertigungstechnik*. 8., neu bearbeitete Auflage. VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- [67] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG (2008). *Schweißen und verwandte Prozesse –Begriffe – Teil 100: Metallschweißprozesse mit Ergänzungen zu DIN EN 14610:2005*.
- [68] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG (2017). *Widerstandsschweißen – Begriffe – Teil 1: Punkt-, Buckel- und Rollennahtschweißen*.
- [69] DVS – DEUTSCHER VERBAND FÜR SCHWEISSEN UND VERWANDTE VERFAHREN (2009). *Prüfen von Widerstandspressschweißverbindungen*.
- [70] SATOH, T. et al. (1991). "On three-dimensional elastic-plastic stress analysis of spot-welded joint under tensile shear load". *Transactions of the Japan welding society* 22(1): S. 46–51.
- [71] YUUKI RYOJI et al. (1985). "Fracture mechanics analysis and evaluation of the fatigue strength of spot welded joints". *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series A* 51(467): S. 1772–1779.
- [72] DRAISMA, J. und J. L. OVERBEEKE (1974). "Fatigue characteristics of heavy-duty spot-welded lap joints". *Metal construction and British welding journal* ( 7): S. 213–219.

- 
- [73] RUPP, A. und GRUBISIC VRATOSLAV (1994). *Ermittlung ertragbarer Beanspruchungen am Schweißpunkt auf Basis der übertragenen Schnittgrößen*. Frankfurt am Main.
- [74] RADAJ, D. und S. SOEGIHARTO (1988). "Strukturspannungserhöhung an Punktschweißverbindungen". *Konstruktion*( 40): S. 159–164.
- [75] LURIE, A. I. und A. BELYAEV (2005). *Theory of Elasticity*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- [76] RUPP, A., K. STÖRZEL und V. GRUBISIC (1995a). "Computer Aided Dimensioning of Spot-Welded Automotive Structures". SAE Technical Paper Series. Warrendale.
- [77] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG (o.D.). *Kleben von Schienenfahrzeugen und -fahrzeugteilen – Teil 2: Qualifikation der Anwenderbetriebe*.
- [78] HABENICHT, G. (2009). *Kleben*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- [79] WITTEL, H. et al. (2017). *Roloff/Matek Maschinenelemente: Normung, Berechnung, Gestaltung*. 23. Aufl. 2017. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden.
- [80] SYMIETZ, D. und A. LUTZ (2006). *Strukturkleben im Fahrzeugbau: Eigenschaften, Anwendungen und Leistungsfähigkeit eines neuen Fügeverfahrens*. Bd. 291. Die Bibliothek der Technik. Landsberg/Lech: Verl. Moderne Industrie.
- [81] STACHOWIAK, E. (1998). *Klebertechnik als Fügeverfahren: Einstieg für die Anwendung*. Als Ms. gedr. Bd. 468. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 2, Fertigungstechnik. Düsseldorf: VDI-Verl.
- [82] WIRTH, C. (2004). *Berechnungskonzept für die Klebflanschfestigkeit in Gesamtkarosseriemodellen*. Dissertation, Techn. Univ .München.
- [83] DA SILVA, L. F. M. und A. ÖCHSNER, Hrsg. (2008). *Modeling of Adhesively Bonded Joints*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- [84] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG (1995a). *Klebstoffe - Bezeichnung der wichtigsten Bruchbilder*.
- [85] HARTMANN, J., A. BÜTER und C. M. SONSINO (2011). "Influence of frequency and stress concentration on fatigue behavior of short glass-fibre reinforced polyamides". *International conference on fatigue design 2011. Proceedings.*( 1).
- [86] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG (1995b). *Klebstoffe - Verfahren zur Prüfung der Ermüdungseigenschaften von Strukturklebungen bei Zugscherbeanspruchung*.
- [87] TROOST, A. und M. SCHLIMMER (1977). "Flieverhalten plastisch kompressibler Werkstoffe". *Rheologica Acta* 16(4): S. 340–351.
- [88] BORNEMANN, J. und M. SCHLIMMER (2004). "Berechnung und Auslegung von Klebverbindungen (Teil 2)". 48(9): S. 42–45.
- [89] GROSS, D., W. HAUGER und P. WRIGGERS (2018). *Technische Mechanik 4: Hydromechanik, Elemente der höheren Mechanik, numerische Methoden*. 10., verbesserte und ergänzte Auflage. Berlin: Springer Vieweg.
- [90] DRUCKER, D. C. und W. PRAGER (1952). "Soil mechanics and plastic analysis or limit design". *Quarterly of Applied Mathematics* 10(2): S. 157–165.
- [91] SCHLIMMER, M. (1982). "Anstrengungshypothese für Metallklebverbindungen". *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 13(6): S. 215–221.
- [92] SCHLIMMER, M. (2005). *Methodenentwicklung zur Berechnung und Auslegung geklebter Stahlbauteile für den Fahrzeugbau*. Düsseldorf: DVS-Verlag.

- 
- [93] SCHLIMMER, M. und J. BORNEMANN (2004). *Berechnung und Dimensionierung von Klebverbindungen mit der Methode der finiten Elemente und experimentelle Überprüfung der Ergebnisse: [Forschungsbericht 1-2003]*. Schriftenreihe des Instituts für Werkstofftechnik Universität Kassel. Aachen: Shaker.
- [94] YANG, J. N. et al. (1990). "A Stiffness Degradation Model for Graphite/Epoxy Laminates". *Journal of Composite Materials* 24(7): S. 753–769.
- [95] WHITWORTH, H. A. (1990). "Cumulative Damage in Composites". *Journal of Engineering Materials and Technology* 112(3): S. 358.
- [96] SCHAFF, J. R. und B. D. DAVIDSON (1997a). "Life Prediction Methodology for Composite Structures. Part I—Constant Amplitude and Two-Stress Level Fatigue". *Journal of Composite Materials* 31(2): S. 128–157.
- [97] SCHAFF, J. R. und B. D. DAVIDSON (1997b). "Life Prediction Methodology for Composite Structures. Part II—Spectrum Fatigue". *Journal of Composite Materials* 31(2): S. 158–181.
- [98] KNOTHE, K. und H. WESSELS (2017). *Finite Elemente: Eine Einführung für Ingenieure*. 5. Auflage. Lehrbuch. Berlin: Springer Vieweg.
- [99] CLOUGH, R. W. (1990). "Original formulation of the finite element method". *Finite Elements in Analysis and Design* 7(2): S. 89–101.
- [100] CLOUGH, R. W. (1960). "The finite element method in plane stress analysis: Proceedings 2nd AS.C.E. Conference on Electronic Computation"(. 12).
- [101] KLEIN, B. (2010). *FEM*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner.
- [102] STEINKE, P. (2015). *Finite-Elemente-Methode: Rechnergestützte Einführung*. 5., bearb. u. erg. Aufl. 2015. Berlin Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- [103] SCHÄFER, M. (2005). *Vorlesungsskript - Numerische Berechnungsverfahren*.
- [104] MANG, H. A. und G. HOFSTETTER (2013). *Festigkeitslehre*. 4., erweiterte Auflage. Berlin und Heidelberg: Springer Vieweg.
- [105] MSC (2017). *MSC Nastran 2017.1: Linear Static Analysis User's Guide*.
- [106] LOHSE, S. (2017). "Numerische Schwingfestigkeitsanalyse von Widerstandspunktschweißungen". Dissertation. Darmstadt: TU Darmstadt.
- [107] QIULI SUN, E. (2006). *Shear-Locking and Hourglassing in MSC Nastran, ABAQUS and ANSYS*. Hrsg. von MSC.
- [108] RÖSCH, P., T. BRUDER und T. BEIN (2018a). "A comparative study of various joining techniques fatigue behaviour focusing on stiffness degradation". *Procedia Engineering*( 213): S. 437–447.
- [109] PALMONELLA, M. et al. (2005). "Finite element models of spot welds in structural dynamics: Review and updating". *Computers & Structures* 83(8-9): S. 648–661.
- [110] RUPP, A. et al. (1995b). *Ermittlung von ertragbaren Schnittkräften für die betriebsfeste Bemessung von Punktschweißverbindungen im Automobilbau: FAT78*.
- [111] HEISERER, D. und M. CHARGIN (o.D.). "High Performance, Process Oriented, Weld Spot Approach 2 Requirements for Spot Weld Modeling 2.1 Quality Requirements".
- [112] ORTH, D. (2006). *Weld durability analysis of a body structure with LMS Virtual.Lab*.



- 
- [113] SALVINI, P., F. VIVIO und V. VULLO (2002). "Fatigue life evaluation for multi-spot welded structures". *International Journal of Fatigue* 31(1): S. 122–129.
- [114] SALVINI, P. (2000). "A spot weld finite element for structural modelling". *International Journal of Fatigue* 22(8): S. 645–656.
- [115] STÖRZEL, K. et al. (2011). "Festigkeitskonzepte für schwingbelastete geschweißte Bauteile\*". *Materials Testing* 53(7-8): S. 418–426.
- [116] RÖSCH, P., T. BRUDER und P. WAGNER (2017). "Fatigue and degradation behaviour of carbon fibre reinforced plastics". *Proceedings of the 5th Symposium on Structural Durability in Darmstadt*. Hrsg. von VORMWALD, M., BEIER, T. und BREIDENBACH, K. Bd. 5. Darmstadt: S. 43–56.
- [117] RÖSCH, P., T. BRUDER und P. WAGNER (2018b). "Fatigue life assessment of uni- and multidirectional carbon fiber reinforced plastics with regard to stiffness degradation". *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 49(3): S. 287–300.
- [118] RÖSCH, P. et al. (2018c). "Berechnungsmethode zur virtuellen Lebensdaueranalyse von Strukturklebverbindungen unter Berücksichtigung des zyklischen Werkstoffverhaltens". 45. *Tagung des DVM-Arbeitskreises Betriebsfestigkeit*. Hrsg. von DVM.
- [119] XU, P. et al. (2002). *Bewertung und Vereinheitlichung von gefügten Dünnschleppproben für Schwingversuche im Zeitfestigkeitsbereich: FAT 169*. Hrsg. von FORSCHUNGSVEREINIGUNG AUTOMOBILTECHNIK E.V. Frankfurt am Main.
- [120] BRANDHUBER, M. (2012). *Verbesserung der Prognosegüte des Versagens von Punktschweißverbindungen bei höchstfesten Stahlgüten*. Fertigungstechnik - Erlangen.
- [121] BRUDER, T., H. SCHMIDT und M. JÖCKEL (2008). "Probenanordnung zur Prüfung einer Fügeverbindung". WO 2009/065378.
- [122] GREENE, R. J., E. A. PATTERSON und R. E. ROWLANDS (2008). "Thermoelastic Stress Analysis". *Springer Handbook of Experimental Solid Mechanics*. Hrsg. von SHARPE, W. N. Boston, MA: Springer US: S. 743–768.
- [123] OFFERMANN, S. et al. (1997). "Thermoelastic stress analysis under nonadiabatic conditions". *Experimental Mechanics* 37(4): S. 409–413.
- [124] GOM (2018). *Grundlagen der digitalen Bildkorrelation und Dehnungsberechnung: Technical White Paper*.
- [125] SCHREIER, H., J.-J. ORTEU und M. A. SUTTON (2009). *Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements: Basic Concepts, Theory and Applications*. Boston, MA: Springer-Verlag US.
- [126] HOFFMANN, K. (1987). *Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnungsmessstreifen*. Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH.
- [127] ZHANG, Z., J. K. SHANG und F. V. LAWRENCE (2006). "A Backface Strain Technique for Detecting Fatigue Crack Initiation in Adhesive Joints". *The Journal of Adhesion* 49(1-2): S. 23–36.
- [128] GRANER SOLANA, A., A. D. CROCOMBE und I. A. ASHCROFT (2010). "Fatigue life and back-face strain predictions in adhesively bonded joints". *International Journal of Adhesion and Adhesives* 30(1): S. 36–42.
- [129] GAUL, H., G. WEBER und M. RETHMEIER (2011). "Evaluation of fatigue crack propagation in spot welded joints by stiffness measurements". *International Journal of Fatigue* 33(5): S. 740–745.

- 
- [130] MAJUMDAR, J. D., Hrsg. (2013). *Laser-assisted fabrication of materials*. Bd. 161. Springer series in materials science. Heidelberg u.a.: Springer.
- [131] BOELLHOFF GRUPPE (2016). *RIVTAC® Automation P: Bolzensetzen in Hochgeschwindigkeit Innovativ und flexibel*.
- [132] RÖSCH, P. et al. (2018d). “A novel approach to simulate the stiffness behaviour of spot welded vehicle structures under multi axial variable amplitude loading”. *MATEC Web of Conferences* 165(17005).
- [133] MARSDEN, J. E. et al. (1996). *Hysteresis and Phase Transitions*. Bd. 121. New York, NY: Springer New York.
- [134] BROKATE, M., K. DRESSLER und P. KREJCI (1996). “Rainflow counting and energy dissipation for hysteresis models in elastoplasticity”. *European journal of mechanics A/Solids* 15(4): S. 705–737.
- [135] HACK, M. (1998). *Schädigungsbasierte Hysteresefilter: Zugl.: Kaiserslautern, Univ., Diss., 1998*. Als Ms. gedr. Berichte aus der Mathematik. Aachen: Shaker.
- [136] NAGODE, M. und M. HACK (2011). “The Damage Operator Approach: Fatigue, Creep and Viscoplasticity Modeling in Thermo-Mechanical Fatigue”. *SAE International Journal of Materials and Manufacturing* 4(1): S. 632–637.
- [137] SIEMENS LMS VIRTUAL.LAB (2015). *Solver Training - Implementation: LMS Virtual.Lab Durability 13.3*. Hrsg. von SIEMENS LMS VIRTUAL.LAB.
- [138] SHAMPINE, L. F. und M. K. GORDON (1975). *Computer solution of ordinary differential equations: The initial value problem*. San Francisco: Freeman.
- [139] BRUDER, T. et al. (2005). “Leichtbau und Betriebsfestigkeit durch realitätsnahe Lastannahmen am Beispiel von PKW-Anhängevorrichtungen”. *Materials Testing* 47(7-8): S. 429–435.